



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV BETONOVÝCH A ZDĚNÝCH KONSTRUKCÍ

INSTITUTE OF CONCRETE AND MASONRY STRUCTURES

**VYUŽITÍ MODERNÍCH KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ
PŘI NÁVRHU BETONOVÝCH KONSTRUKCÍ**

THE USE OF ADVANCED COMPOSITE MATERIALS FOR THE DESIGN OF CONCRETE
STRUCTURES

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jan Macháček

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. FRANTIŠEK GIRGLE, Ph.D.

BRNO 2019



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

FAKULTA STAVEBNÍ

| | |
|-------------------------|---|
| Studijní program | N3607 Stavební inženýrství |
| Typ studijního programu | Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia |
| Studijní obor | 3608T001 Pozemní stavby |
| Pracoviště | Ústav betonových a zděných konstrukcí |

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

| | |
|-----------------|---|
| Student | Bc. Jan Macháček |
| Název | Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí |
| Vedoucí práce | Ing. František Girgle, Ph.D. |
| Datum zadání | 31. 3. 2018 |
| Datum odevzdání | 11. 1. 2019 |

V Brně dne 31. 3. 2018

prof. RNDr. Ing. Petr Štěpánek, CSc.
Vedoucí ústavu

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.
Děkan Fakulty stavební VUT

PODKLADY A LITERATURA

Při vypracování práce využijte následující předpisy a normy (včetně změn a oprav):

ČSN EN 1990: Zásady navrhování konstrukcí;

ČSN EN 1991-1 až 7: Zatížení stavebních konstrukcí;

ČSN EN 1992-1-1: Navrhování betonových konstrukcí - Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby;

fib Bulletin no. 40: FRP reinforcement in RC structures;

ACI 440.1R-15: Guide for the design and construction of concrete reinforced with FRP bars;

CSA S806-12: Design and Construction of Building Structures with Fibre-reinforced Polymers.

Další literatura dle doporučení vedoucího diplomové práce.

ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

V rámci diplomové práce zpracujte:

1) přehled teorie a porovnání návrhu betonových konstrukcí vyztužených FRP výztuží dle předpisů a podkladů ACI, fib a CSA (případně další dle zadání vedoucího práce) a to především při namáhání průřezu posouvající silou;

2) proveďte (dle zadání vedoucího práce) návrh jednoduchého konstrukčního prvku vyztuženého FRP výztuží, zpracujte statický výpočet a výkresovou dokumentaci.

Požadované výstupy:

Textová část (obsahuje zprávu a ostatní náležitosti dle níže uvedených směrnic)

Přílohy textové části:

P1. Použité podklady

P2. Výkresy řešeného konstrukčního prvku (v rozsahu určeném vedoucím diplomové práce)

P3. Statický výpočet (v rozsahu určeném vedoucím diplomové práce)

Prohlášení o shodě listinné a elektronické formy VŠKP (1x).

Popisný soubor závěrečné práce (1x).

Diplomová práce bude odevzdána v listinné a elektronické formě podle směrnic a 1x na CD.

STRUKTURA DIPLOMOVÉ PRÁCE

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část VŠKP zpracovaná podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (povinná součást VŠKP).

2. Přílohy textové části VŠKP zpracované podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (nepovinná součást VŠKP v případě, že přílohy nejsou součástí textové části VŠKP, ale textovou část doplňují).

Ing. František Girgle, Ph.D.

Vedoucí diplomové práce

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá problematikou návrhu betonových konstrukcí vyztužených FRP dle předpisů ACI, fib, CSA a EC2, které jsou namáhány posouvající silou. Byly popsány rozdíly mezi klasickou prutovou výztuží a FRP výztuží, zejména její mechanická degradace v čase a rozdílný pracovní diagram. Dále byly provedeny výpočty smykové únosnosti dle předpisů a srovnány s reálnými testy. Poté byla provedena parametrická studie smykové únosnosti. V praktické části byl proveden návrh stropní betonové deskové konstrukce podepřené pilíři a stěnami, vrchní výztuž této desky byla navržena z FRP a spodní z klasické ocelové výztuže. Jako výztuž proti protlačení jsou použity smykové trny.

KLÍČOVÁ SLOVA

FRP, nekovová výztuž, GFRP, CFRP, B500B, posouvající síla, smyk, prvky se smykovou výztuží, prvky bez smykové výztuže, ohyb, monolitická stropní deska, protlačení.

ABSTRACT

The diploma thesis deals with the design of concrete structures reinforced by FRP according to ACI, fib, CSA and EC2 regulations, which are stressed by a shear force. The differences between steel rebar and FRP reinforcement were described, in particular its mechanical degradation over time and a different stress-strain diagram. Furthermore, shear capacity calculations were performed according to the regulations and compared with the real tests. Then the parametric analysis of shear strength was performed. In the practical part, the design of concrete floor slab structure supported by the pillars and walls was performed. The upper reinforcement of this slab was designed with FRP and the lower with steel rebar. Double-headed studs were used as a punching shear reinforcement.

KEYWORDS

FRP, non-metal reinforcement, GFRP, CFRP, steel rebar, shear force, shear, elements with shear reinforcement, elements without shear reinforcement, bending, cast-in-place floor slab, punching shear.

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

Bc. Jan Macháček *Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí*. Brno, 2019. 136 s., 133 s. příl. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav betonových a zděných konstrukcí. Vedoucí práce Ing. František Girgle, Ph.D.

PROHLÁŠENÍ O SHODĚ LISTINNÉ A ELEKTRONICKÉ FORMY ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že elektronická forma odevzdané diplomové práce s názvem *Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí* je shodná s odevzdanou listinnou formou.

V Brně dne 5. 1. 2019

Bc. Jan Macháček
autor práce

PROHLÁŠENÍ O PŮVODNOSTI ZÁVĚREČNÉ PRÁCE

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci s názvem *Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí* zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 5. 1. 2019

Bc. Jan Macháček
autor práce

Poděkování

Děkuji panu Ing Františku Girglemu, Ph.D za odborné připomínky a vedení mé diplomové práce.

Děkuji panu Ing. Ondřeji Janušovi za ochotné sdílení své diplomové práce.

Děkuj paní Mgr. Paulině Došlové za korekci pravopisu.

1.) Teoretická část

Obsah

| | |
|--|----|
| 1.) Teoretická část | 9 |
| A) Úvod | 12 |
| B) Teorie smykového namáhání..... | 13 |
| B.I) Smykové namáhání homogenního prvku | 13 |
| Vzájemnost smykového napětí..... | 16 |
| Fyzikální vztahy mezi napětím a deformacemi | 18 |
| Mohrova metoda | 20 |
| B.II) Smykové namáhání u kvazi-křehkého materiálu | 23 |
| Výpočet tahové síly F_{Rt} | 25 |
| Výpočet smykového napětí..... | 25 |
| C) Nekompozitní výztuž typu FRP | 27 |
| C.I) Složení a materiálové charakteristiky FRP výztuží..... | 28 |
| Matrice | 28 |
| Podélně orientovaná nosná vlákna | 29 |
| Kompozitní prut CFRP a GFRP | 30 |
| C.II) Pracovní diagram..... | 31 |
| C.III) Krátkodobé návrhové pevnosti..... | 32 |
| C.IV) Dlouhodobé návrhové pevnosti..... | 33 |
| Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle FIB bulletin No.40..... | 35 |
| Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle ACI440.1R-15..... | 37 |
| Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle CSA S806-12 | 38 |
| C.V) Početní srovnání přístupů pro dlouhodobou a krátkodobou tahovou pevnost | 39 |
| Výpočet krátkodobých a dlouhodobých redukcí tahové pevnosti pro konstrukci s návrhovou životností 100 let..... | 39 |
| Výpočet dle FIB bulletin No.40..... | 40 |
| Výpočet dle ACI440.1R-15..... | 41 |
| Výpočet dle CSA S806-12 | 41 |
| Porovnání vypočtených krátkodobých a dlouhodobých redukcí tahové pevnosti | 42 |

| | |
|---|----|
| D) Prvky bez smykové výztuže..... | 43 |
| D I.)Vlivy ovlivňující smykovou únosnost | 43 |
| D II.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost u FRP | 47 |
| Příspěvek tlačené oblasti betonové části | 47 |
| Příspěvek zaklínění zrn kameniva [9] | 48 |
| Hmoždíkový účinek výztuže [9] | 48 |
| D III.)Postup výpočtu dle ČSN EN 1992-1-1..... | 49 |
| D IV.)Postup výpočtu dle FIB bulletin No.40 | 51 |
| D IV.)Postup výpočtu dle ACI440.1R-15..... | 52 |
| D V)Postup výpočtu dle CSA S806-12..... | 53 |
| D VI)Výpočet dle jednotlivých předpisů | 56 |
| Výpočet smykové únosnosti prvků bez smykové výztuže | 56 |
| Výpočet dle ČSN EN 1992-1-1 | 58 |
| Výpočet dle FIB bulletin No.40..... | 59 |
| Výpočet dle ACI440.1R-15..... | 60 |
| Výpočet dle CSA S806-12 | 61 |
| Porovnání vypočtených smykových únosností | 63 |
| E)Prvky se smykovou výztuží..... | 64 |
| E I.)Vlivy ovlivňující smykovou únosnost..... | 64 |
| E II.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost u FRP..... | 66 |
| E III.)Postup výpočtu dle ČSN EN 1992-1-1 | 68 |
| E IV.)Postup výpočtu dle FIB bulletin No.40 | 71 |
| E IV.)Postup výpočtu dle ACI440.1R-15 | 73 |
| E V)Postup výpočtu dle CSA S806-12..... | 76 |
| E VI)Příhradová analogie dle CSA S806-12 | 79 |
| E VII) Návrh dle jednotlivých předpisů..... | 83 |
| Výpočet smykové únosnosti prvků se smykovou výztuží..... | 83 |
| Vnitřní síly na nosníku | 84 |
| Výpočet dle ČSN EN 1992-1-1 | 85 |
| Výpočet dle FIB bulletin No.40..... | 88 |
| Výpočet dle ACI440.1R-15..... | 91 |
| Výpočet dle CSA S806-12 | 94 |

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

| | |
|---|-----|
| Porovnání vypočtených smykových únosností | 98 |
| Zamyšlení nad vzorcem (119)..... | 101 |
| Příhradová analogie dle CSA S806-12 | 102 |
| Výpočet dle CSA S806-12 | 107 |
| Shrnutí příhradové idealizace dle CSA S806-12..... | 111 |
| G) Parametrická studie | 112 |
| G.I) Rozbor vztahů pro prvky bez smykové výztuže | 112 |
| ACI440.1R-15..... | 113 |
| CSA S806-12..... | 116 |
| FIB bulletin No.40..... | 119 |
| Orientační srovnání smykových únosností | 122 |
| G.II) Porovnání s experimenty publikovanými v zahraničních studiích | 125 |
| G.III) Namáhání v ohybu prutu | 128 |
| H) Závěr..... | 130 |
| NORMY A LITERATURY | 131 |
| ZKRATKY A SYMBOLY | 133 |
| SEZNAM PŘÍLOH | 136 |

A) Úvod

Teoretická část diplomové práce se zabývá smykovým namáháním u desek a trámů. Na začátku práce jsou uvedeny základní údaje o obecném chování nosníků zatížených rovnoměrným spojitým zatížením. Poté představuje vlastnosti FRP výztuže a předkládá několik rozdílů v mechanickém chování mezi běžnou stavební ocelí a výztuží z FRP. Dále jsou uvedeny přístupy jednotlivých návrhů:

ACI440.1R-15 „Guide for Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Bars“,

CSA S806-12 „Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers“

ČSN EN 1992-1-1 ed.2 „Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby“

FIB bulletin No.40 September 2007 „FRP reinforcement in RC structures“

Práce se zabývá především návrhem kompozitů z GFRP a CFRP, tedy výztuže na bázi skla a uhlíku, které jsou dnes běžně k dostání, a porovnáním jednotlivých předpisů z hlediska návrhové únosnosti při daném vyztužení.

V závěru práce je provedena parametrická studie závislosti návrhové únosnosti betonové části průřezu ve smyku na podélném vytužení, účinné výšce a modulu pružnosti. Poté jsou jednotlivé normy mezi sebou porovnány a okomentovány rozdíly. V závěru této teoretické části jsou uvedeny experimentální testy a porovnány s předpisy.

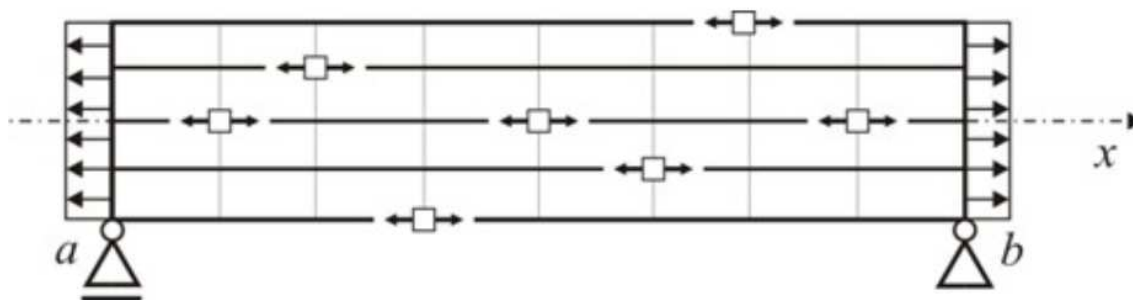
B) Teorie smykového namáhání

B.I) Smykové namáhání homogenního prvku

Informace v této kapitole čerpány z [1], [2], [3], [4], [5] a [21], ([22]).

Tato kapitola se bude zabývat problematikou smykového namáhání homogenního prvku pouze u mechanicky pevných těles, která jsou relativně v klidu ke svému okolí, a můžeme je vyšetřovat podle statických podmínek.

Základní statické zjednodušení je jednoduchý rovinný nosník, který je typický tím, že u něho převládá jeden rozměr, délka značená l nad šířkou a výškou nosníku. Pokud je nosník zatížen v obecné rovině, poté je namáhán kombinací tlaku, tahu a smyku. Aby se jednalo o staticky určitou konstrukci, je nutné, aby jí byly odebrány tři stupně volnosti. Při odebrání menšího počtu se jedná o mechanismus, při větším poté o staticky neurčitou konstrukci.



Obr. 1: Napětí taženého nosníku [1]

Na obr. 1 je vidět průběh napětí na čistě taženém nosíku. Podobně namáhaný prvek se nalézá například u ocelové prutové konstrukce, v některých případech i u železobetonových sloupů, které jsou namáhány především tlakem.

Pro výše uvedené platí tensor napětí

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (1)$$

Je obsazen pouze jediný člen hlavní diagonály, jehož síla se může dopočítat z odvozeného vzorce Hookeova zákona, kdy platí.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon, \quad \text{kde} \quad (2)$$

σ je napětí v daném řezu,

E je modul pružnosti (materiálová konstanta) v [Pa]

ε je poměrné přetvoření v $\left[\frac{m}{m}; \frac{mm}{m}\right]$; bezrozměrné

Poté lze zapsat další vztah pro výpočet síly

$$N = \sigma_x \cdot A, \quad \text{kde} \quad (3)$$

σ_x je napětí v daném řezu,

A je plocha průřezu na které působí napětí σ_x .

Pokud by prvek byl zatěžován i v rovinách kolmých, platil by následující vztah

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (4)$$

A stále platí analogický vztah pro výpočet sil

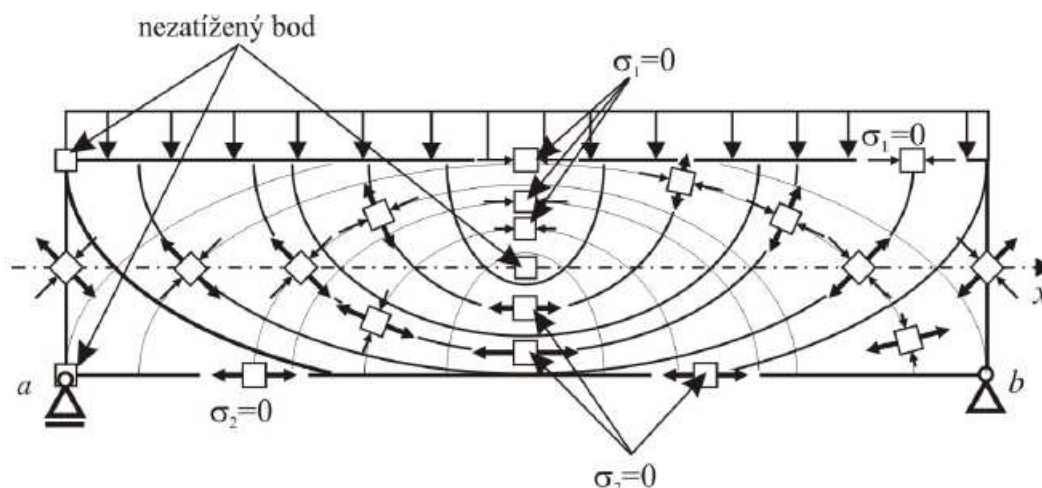
$$N = \sigma_x \cdot A_{yz} \quad (5)$$

$$V = \sigma_y \cdot A_{xy} \quad (6)$$

$$H = \sigma_z \cdot A_{yz} \quad (7)$$

N, V, H jsou síly v daném průřezu

Běžnější jsou však prvky, které jsou zatěžovány např. rovnoměrným spojitým zatížením, a extrémní průřezy se již musejí hledat. Běžné případy zatížení a odpovídající průběhy napětí lze dohledat v odborné literatuře např. v [1], [2], [3], ale i v mnoha dalších zabývajících se chováním mechanicky tuhých těles. Pro ověření správnosti ručního řešení rozložení napětí si lze daný prvek a zatížení vymodelovat např. SCIA, Rfem, Ansys a zobrazit dané průběhy napětí.



Obr. 2: Napětí ohýbaného nosníku [1]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

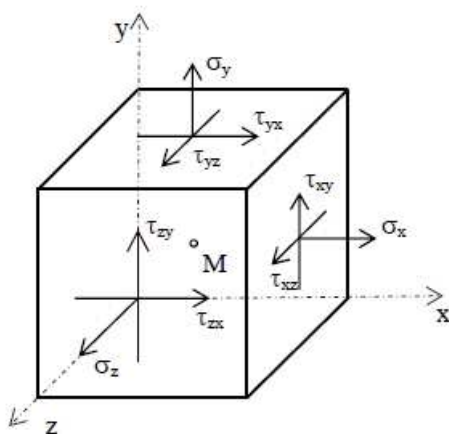
Na obr. 2 je vidět průběh napětí na ohýbaném nosníku. Průběhy tlakového a tahového napětí zůstávají na sebe kolmé, je tedy stále možné prvek vyšetřit k jeho hlavním osám napětí viz vztah (21).

Vyztužování prvku podél jeho průběhu napětí by bylo ideální, ale značně pracné. Pokud vyšetřovaný průřez nenatočíme k jeho hlavním osám napětí, vzniká nám na vedlejších diagonálách smykové napětí a dostáváme plný tensor napětí

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix}, \quad \text{kde} \quad (8)$$

τ je smykové napětí působící na stěnu

Zápisu (8) odpovídá průběh napětí znázorněný na diferenciálním elementu kvádru z obr. 3.



Obr. 3 Složky napětí [4]

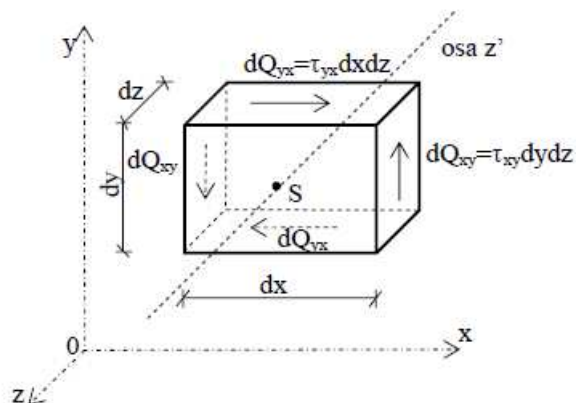
Nově se na obecném elementu v matici napjatosti vyskytly mimodiagonální členy, které se nazývají smykovým napětí. Sílu smykového namáhání na stěnu xy kvádru o rozměrech x, y, z, lze vypočíst např

$$Q_{yx} = \tau_{xy} \cdot x \cdot y \quad (9)$$

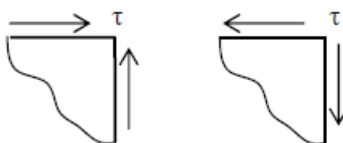
Analogicky lze spočítat zbylé síly. Oproti tahovému nebo tlakovému namáhání je vidět rozdílný smysl působení na těleso, a to rovnoběžně se stěnou, nikoliv kolmo a prvek mu vzdoruje smykovým modulem viz. vztah (16).

Vzájemnost smykového napětí

Ze zápisu (8) je zjevné, že v každém elementárním bodě v prostoru máme 9 neznámých. Těchto 9 neznámých lze zredukovat na 6 neznámých při použití závislosti smykových napětí, které lze odvodit za použití momentových podmínek rovnováhy.



Obr. 4 Vzájemnost smykového napětí [4]



Obr. 5 Dvě možnosti orientace vzájemných smykových napětí [4]

Momentová podmínka ke spodnímu levému rohu z obr. 4

$$\begin{aligned} \sum M &= dQ_{yx} \cdot dy - dQ_{xy} \cdot dy + dQ_{yx} \cdot 0 - dQ_{xy} \cdot 0 = \\ &= \tau_{xy} \cdot dy \cdot dz \cdot dx - \tau_{yx} \cdot dx \cdot dz \cdot dy = 0 \end{aligned} \quad (10)$$

Poté platí

$$\tau_{xy} = \tau_{yx}$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zy}$$

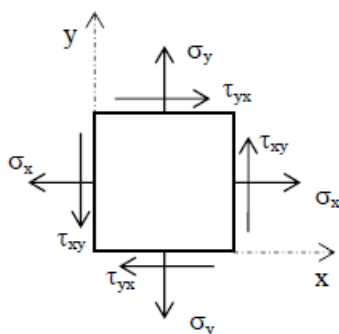
$$\tau_{zx} = \tau_{xz}$$

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Tato práce se nadále bude věnovat především prutovým a deskovým prvkům. Vztahy lze poté zjednodušit, protože prvkům není ve všech směrech bráněno jejich deformaci, na jednu plochu v rovině nepůsobí žádné napětí, resp. má na řešení zanedbatelný vliv. Typickým zástupcem pro statické zjednodušení je nosník, deska nebo stěna. Následující vztahy nazýváme dvojosou napjatostí nebo rovinnou napjatostí

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$



Obr. 6 Složky napětí ve 2D [4]

I zde platí momentová podmínka, ze které vychází vzájemnost smykového napětí

Pro desku:

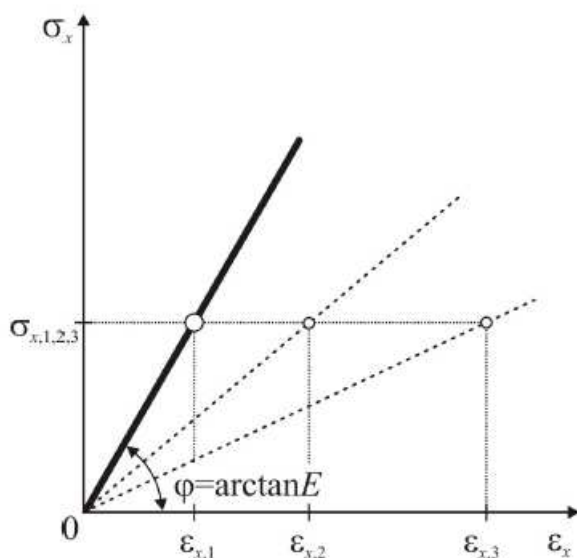
$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_y \end{bmatrix} \quad (12)$$

Pro stěnu:

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (13)$$

Fyzikální vztahy mezi napětím a deformací

Vztahy mezi napjatostí a stavem deformace lze vyjádřit pomocí fyzikálních rovnic, které vychází z mechanicko-fyzikálních vlastností použitého materiálu, v tomto případě lineárně pružného materiálu. Deformace musí být velmi malé a nesmí zasahovat do plastického chování materiálu.



Obr. 7 Hookeův zákon v prostém tahu nebo tlaku [1]

Základní vztah napětí

$$\sigma = E \cdot \varepsilon, \quad \text{kde} \quad (2)$$

σ je napětí v daném řezu,

E je modul pružnosti (materiálová konstanta) v [Pa]

ε je poměrné přetvoření v $\left[\frac{m}{m}; \frac{mm}{m}\right]$; bezrozměrné.

V případě konstantní hodnoty modulu pružnosti E , lze zapsat jako rovnici přímky z obr. 7

$$E = \frac{\sigma_x}{\varepsilon} = \tan \varphi \rightarrow \arctan E, \quad (14)$$

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Hookeův zákon platí obdobně i pro namáhání prostého smyku

$$\tau_{xy} = G \cdot \gamma_{xy}. \quad (15)$$

U izotropních látek platí vzájemnost mezi modulem pružnosti v tahu/tlaku E a modulem pružnosti ve smyku G

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)},$$

kde (16)

E je modul pružnosti v tahu

μ je Poissonovo číslo (součinitel příčné kontrakce)

Obecnou napjatost v prostoru popisuje podle Hookeova zákona 6 fyzikálních rovnic.

V případě rovinné napjatosti jsou to pouze 3 fyzikální rovnice. Tyto rovnice v izotropním prostředí vystihují závislost mezi přetvořením prvku a jeho napětím

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_x - \mu \cdot \sigma_y],$$

(17)

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot [\sigma_y - \mu \cdot \sigma_x],$$

(18)

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G}.$$

(19)

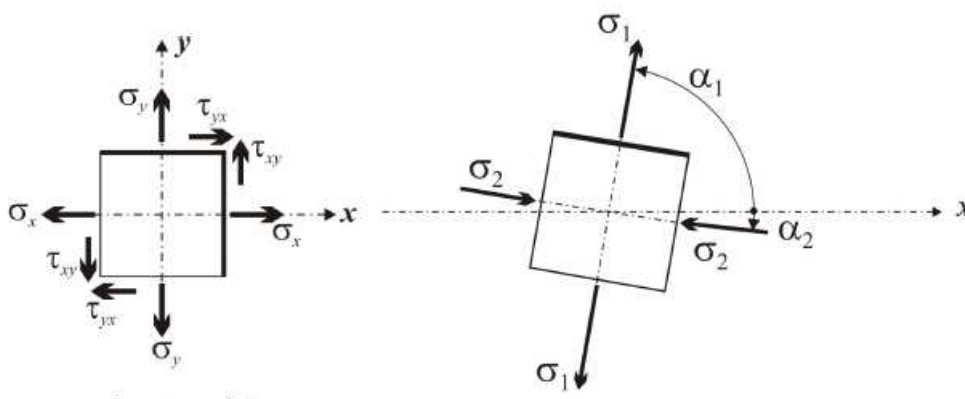
Mohrova metoda

Jak je patrné z obrázku 2, tensor napětí je vázán na určitou polohu a natočení vyšetřovaného elementu. K získání velikosti a směru hlavních napětí lze využít Mohrovu kružnici hlavních napětí, a získat tak polohu natočení os vyšetřovaného prvku, kde jsou maximální normálová napětí a nulová smyková napětí. Pro obecný bod v ploše xy platí

$$[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_y \end{bmatrix}. \quad (20)$$

Pootočením elementu v ploše xy lze získat ze zápisu (20), zápis (21). Je to extrémní poloha, viz vyznačené elementy např. na obrázku 2. Takový element má zpravidla své hlavní osy pootočené od globálních os nosníku. Je natočen k vlastním hlavním osám a jsou vynulovány veškeré mimo-diagonální členy tensoru napětí. V této poloze je prvek pouze v tahu resp. tlaku. Napětí vzhledem k hlavním osám elementu

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 \\ 0 & \sigma_2 \end{bmatrix}. \quad (21)$$



Obr. 8 Natočení elementu ke globální ose prvku (vlevo) a natočení k hlavním poloosám elementu o úhel α (vpravo) [1]

Velikost pootočení mezi elementy z obrázku 8 je graficky znázorněna na obrázku 9 a lze vyjádřit vztahem

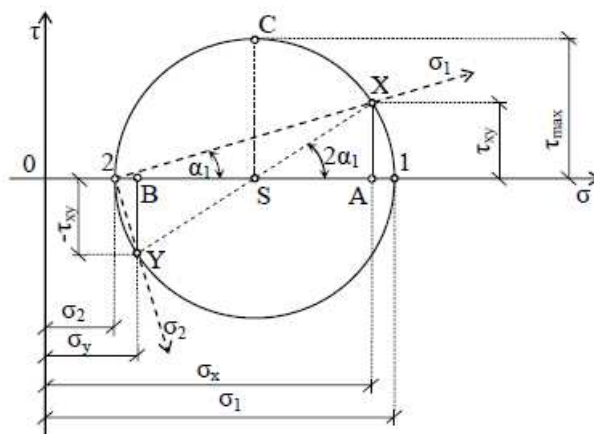
$$\operatorname{tg} 2\alpha_{1,2} = \frac{2 \cdot \tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (22)$$

Vztah (22) lze upravit na následující

$$\alpha_{1,2} = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \cdot \left(\frac{2 \cdot \tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \right) \quad (23)$$

Hlavní napětí graficky znázorněné na obrázku 9 je poté dáno vztahem

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \mp \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (24)$$



Obr. 9 Mohrova kružnice napětí při obecném zatížení [4]

Po vynesení obecných napětí a získání hlavních napětí je patrné, byla získána i maximální smyková napětí, která jsou rovna poloměru Mohrovy kružnice

$$\tau_{max} = \pm \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (25)$$

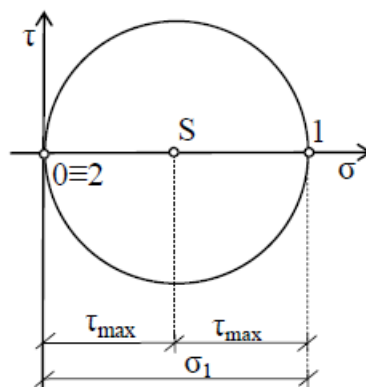
Toto napětí je důležité zejména při návrhu u víceosé napjatosti tělesa, více v [21].

Úhly pootočení jsou pak

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\tau_{xy}}{\sigma_1 - \sigma_y} \quad (26)$$

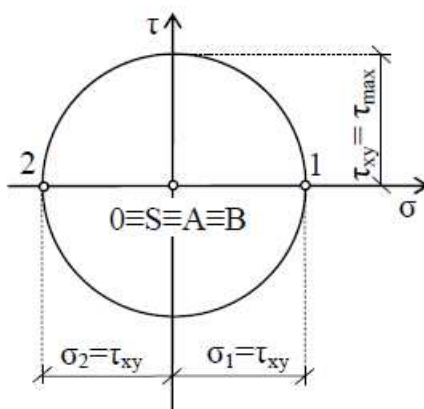
$$\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{\tau_{xy}}{\sigma_2 - \sigma_y} \quad (27)$$

Tyto extrémní hodnoty jsou pro návrh důležité, neboť pokud se dimenzují tato napětí, resp. jejich síly a prvek se tedy vhodně navrhne, nemělo by v prvku nastat při definovaném zatížení vyšší namáhání.



Obr. 10 Mohrova kružnice pro osový tah [4]

Tento speciální případ osového tahu z obr. 10 nastává např. u taženého prvku, viz obr. 1 nebo uprostřed tažené části nosníku na obr. 2, který je zatížen rovnoměrným spojitým zatížením, neboť zde smykové napětí, tedy posouvající síla, je rovna 0. Toto místo se nazývá přechodným průřezem.



Obr. 11 Mohrova kružnice pro čistý smyk [4]

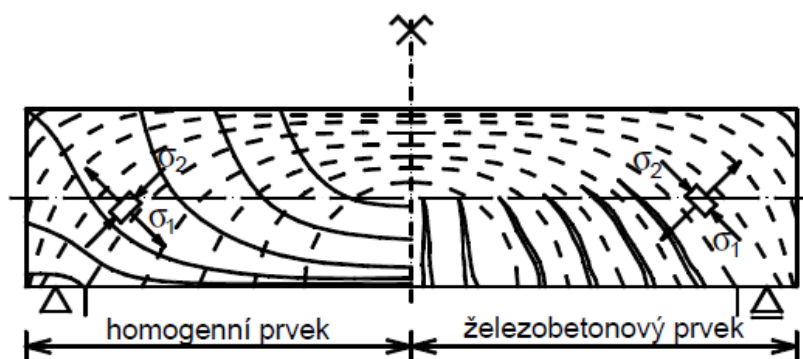
Opačným extrémem je případ čistého smyku z obr. 11, kde se na elementu vyskytuje pouze smyk. I tento průřez lze vhodným pootočením k jeho hlavním osám dostat do kombinace tlaku a tahu.

Nyní je zřejmé, že na stejném elementu je možné získat nekonečně mnoho řešení s rozdílným pootočením souřadných os od vyšetřovaného prvku. Každý způsob dimenzování vede ke stejnému návrhu prvku, neboť napětí je invariantní, avšak obtížnost výpočtu je rozdílná. Proto s výhodou u konstrukce namáhané osovou silou a ohybovým momentem, lze při výpočtech využívat hlavních napětí, kde jsou smyková napětí zcela vynulována a klesá tak počet sil ve vyšetřovaném průřezu, které je nutno nadimenzovat.

B.II) Smykové namáhání u kvazi-křehkého materiálu

Informace v této kapitole jsou čerpány především ze zdroje [5], [1], [2], [3], [4], [21] a [22].

Při běžném zatížení stavebního prvku, například jako na obrázku 2, je prvek namáhán současně ohybovým momentem i posouvající silou. Do vzniku trhlin se vyztužený betonový prvek může vyšetřovat jako homogenní prvek dle teorie popsané v kapitole B.I), hranicí je poté tahová pevnost betonu. Po dosažení tahové pevnosti betonu se začínají v prvku vyskytovat trhliny a vzniká nespojitě, tedy nehomogenní prostředí. Do dosažení tahové pevnosti je možné jeho napjatost vyjádřit hlavním napětím s trajektoriemi viz obrázek 12 (vlevo).



Obr. 12 Trajektorie hlavních napětí [5]

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_z) \mp \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_z}{2}\right)^2 + \tau_{xz}^2}$$

kde (28)

σ_x je normálové napětí ve směru osy prvku,

σ_z je normálové napětí ve svislém směru,

τ je smykové napětí od posouvající síly.

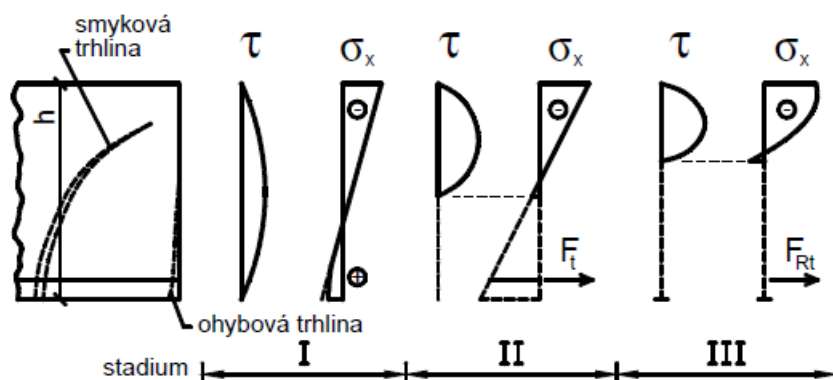
σ_x , jak je z obrázku 12 patrné, nabývá svého maxima uprostřed nosníku a směrem k jeho podporám se jeho hodnota blíží nule. Naopak σ_z má svá maxima u podpory a blíží se k nule ve středu nosníku. Z toho lze usoudit, že se tahové trhliny budou vyskytovat v okolí středu nosníku při spodním okraji a smykové trhliny pak v okolí podpory.

Ze vzorce (28) lze vypočítat velikost hlavního tahového napětí v σ_1 a při porovnání s tahovou pevností v betonu posoudit, zda prvek bude trhlami porušen. σ_2 je hlavní tlakové napětí a při porovnání s tlakovou pevností betonu se zjistí, zda se prvek neporuší tlakovým drcením nebo mikrotrhlinami při dosažení určité meze pevnosti a tedy opět vzniku nehomogenního prostředí. Beton má přibližně 10% únosnost v tahu oproti tlaku, a tak nebývá σ_2 limitující při návrhu.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

U betonové konstrukce vyztužené podélnou ohybovou výztuží dochází k několika stádiím porušení. Na následujícím obrázku je vidět vznik a prostup trhliny betonovým průřezem, která je důsledkem zvyšujícího se zatížení.



Obr. 13 Napjatost prvku při postupném zatěžování [6]

Stádium I

Prvek je zcela homogenní, není porušen žádnou trhlinou a jeho průběh normálového napětí je zcela lineární, resp. parabolický pro smykové napětí, které platí až do meze vzniku trhlin. Při větších intenzitách zatížení dochází k posunu neutrální osy směrem k tlačnému okraji průřezu a dochází k nelineárnímu rozdělení v tahové části průřezu.

Stádium II

Při zvyšování zatížení se beton v tažené oblasti začíná porušovat trhlinami, a v tomto místě je vyloučen ze spolupůsobení. Tahové síly v tomto stádiu přenáší pouze tahová výztuž, její spolupůsobení je zajištěno soudržností neporušeného betonu mezi trhlinami. Neutrální osa se posouvá směrem k tlačnému okraji průřezu. Napětí v tlačné oblasti v tomto stádiu lze považovat za lineární do hodnoty 0,35-0,45 f_c .

Stádium III

V tomto stádiu již bylo zatížení zvýšeno natolik, že dochází v tlačné oblasti prvku k nelineárnímu chování. Beton se začíná chovat dle parabolicko-rektangulární křivky. Záleží na množství výztuže, která se může v tomto stádiu nacházet v pružném nebo plastickém stavu. Při nižším procentu vyztužení je pro porušení typické tahové porušení, kdy je v tahové výztuži vyčerpána elastická i plastická kapacita tohoto materiálu. U silně vyztužených prvků může dojít k drcení betonu v tlakové části průřezu, tedy překročení jeho tlakové pevnosti. *Tento způsob porušení není obecně příliš doporučován, neboť v tažené části prvku se nerozvíjejí v takové míře trhliny a prvek tedy nepredikuje vyčerpání své únosnosti. Tahová výztuž je zpravidla také dražší a v tomto návrhu není plně využita.*

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Z tohoto poznatku je zřejmé, že u běžných betonů s pasivními vložkami dochází běžně k ohybovým i smykovým trhlinám, které jsou z provozních a pasivačních důvodu omezeny. U předepjatých výztužných vložek toto není, neboť jsou vložky již předem aktivovány napětím, které lze spočítat z odvozeného vzorce (2). Aby se pasivní výztužná vložka stala aktivní, je potřeba ji dle Hookeova zákona přetvořit- Pokud by byl betonový prvek vyztužen ve své neutrální ose tahovou výztuží, nepřenášela by tato výztuž žádné zatížení. Proto se snažíme výztužné pruty umisťovat co neblíže tažené straně průřezu.

Výpočet tahové síly F_{Rt}

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2)$$

kde

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l},$$

kde (29)

l může označovat původní délku prvku,

Δl je prodloužení prvku.

Potřebná síla se pak vypočte

$$F_{Rt} = \sigma \cdot A,$$

kde (30)

σ napětí potřebné pro přenesení síly F_{Rt}

A plocha výztužné vložky

Výpočet smykového napětí

Hodnota smykového napětí těsně před vznikem smykové trhliny se může stanovit následujícím vzorcem

$$\tau = \frac{V \cdot S_y}{I_y \cdot b},$$

kde (31)

V je velikost posouvající síly,

S_y je statický moment plochy,

I_y je kvadratický moment průřezu.

Vypočtení statického a kvadratického momentu lze nalézt např. v [3]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Pro obdélníkový průřez platí zjednodušený vztah maximálního smykového napětí těsně před vznikem šikmé smykové trhliny

$$\tau_{max} = \frac{3}{2} \cdot \frac{V}{b \cdot x_r}, \quad \text{kde} \quad (32)$$

V je velikost posouvající síly,

b je šířka posuzovaného průřezu,

x_r je výška neporušené oblasti.

Neporušenou oblast betonové části x_r můžeme zjednodušeně spočítat dle empirického vzorce, který byl stanoven na základě zkoušek.

$$x_r \approx 0,4 \cdot d, \quad \text{kde} \quad (33)$$

d je účinná výška průřezu.

Z předchozích dvou vztahů (31) a (32) lze odvodit vztah (25), který odpovídá síle přenesené betonovou částí průřezu těsně před vznikem smykových trhlin

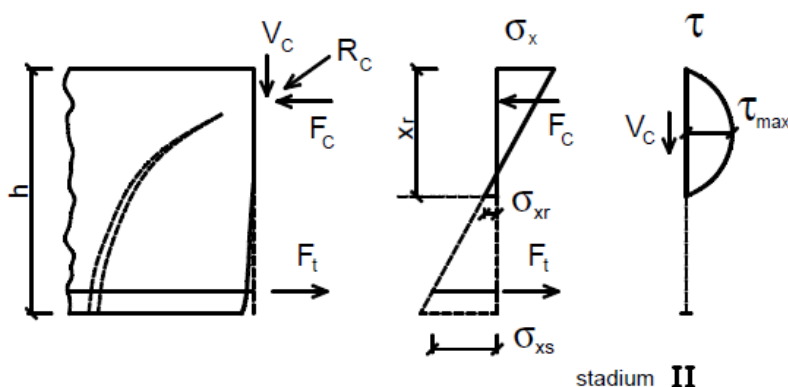
$$V_{cr} = 0,25 \cdot b \cdot d \cdot f_{ct}, \quad \text{kde} \quad (34)$$

b je šířka posuzovaného průřezu,

f_{ct} je pevnost betonu v tlaku.

Tento vztah je přibližný, nezohledňuje typ zatížení, celkový tvar prvku, míru, tvar a polohu vyztužení apod. Po překročení síly V_{cr} se prvek stává nehomogenním. Začínají se rozevírat smykové trhliny a prvek vyžaduje návrh výztuže, který tyto síly přenese, např. smykové trny nebo třmínky. Běžně je ohybová štíhlost vyšší než smyková, a tak rozvoji smykových trhlin předchází trhliny ohybové.

Po překročení smykové pevnosti ze vztahu (34) se prvek dostává do stadia na mezi vzniku trhlin a jeho únosnost je dána výškou neporušení tlačené oblasti x_r .



Obr. 14 Situace na mezi vzniku trhliny [5]

C) Nekomová výztuž typu FRP

Informace v této kapitole čerpány z [6], [7], [8], [9] a ([22]).

Výztuž FRP, zkráceně z anglického Fiber Reinforced Polymer, tedy tvrzený polymer na bázi vláken, je tahová výztuž určená do betonových konstrukcí a nahrazuje zde v tahové oblasti ocelovou výztuž. Její uplatnění v současné době není tak široké jako klasické tahové výztuže na bázi oceli. Z velké části je to dáno tím, že betonový kompozit s FRP výztuží je mnohem mladší a je k němu méně praktických zkoušek a návrhových přístupů, které znesnadňují použití v jednotlivých státech, kde nebyly vydány příslušné předpisy pro návrh tohoto druhu výztuže. I tak si dnes najde své uplatnění zejména v chemicky exponovaných místech, kde by klasická ocel mohla oxidovat vlivem nezajištění potřebné pasivace v celé životnosti konstrukce. Z toho pohledu se jeví FRP výztuž jako trvalý materiál, který nepodléhá korozi a je tedy možné snížit krycí vrstvu betonu a tím konstrukci odlehčit.

Dnes jsou k dispozici i rozdílné typy kompozitních výztuží. Nejpoužívanější jsou lamely, které jsou typické svým plochým tvarem. Tento tvar je uzpůsoben maximalizaci plochy pro lepení při sanacích budov a minimalizaci pokroucení nosných vláken v ohybech, kdy se na očistěnou a soudržnou plochu tyto lamely lepí. Způsob zesílení závisí na jejich místě použití v konstrukci, lze pomocí nich zvýšit ohybovou a smykovou únosnost u nosníků i sloupů.

Dalším druhem jsou například sklovláknité mříže, kterými může být nahrazena ocelová výztuž v podlahách, kde redukují vznik trhlin vlivem smrštění.

Pro návrh nového betonového kompozitu s FRP výztuží lze použít i vnitřní soudržné výztuže, tvarově podobné běžné ocelové pasivní výztuži kruhového tvaru, např. betonářská ocel B500B. Tyto nekovové výztuže nachází své uplatnění zejména v environmentálně exponovaných místech konstrukce, např. v garážích, chemičkách, zemních kolektorech.

Dalšími příklady využití této výztuže jsou jako rozptýlená výztuž v betonu, kde vylepšuje stejně jako ocel tahovou pevnost betonu. Lze dohledat několik použití jako předepínací pruty a tyče např. pro části mostů, nebo prefa-panelů, kde se využívají především uhlíková vlákna.

Tato práce se nadále zabývá pouze vnitřní kruhovou FRP výztuží, která je v praktické části využita pro nadimenzování tahové výztuže u horního povrchu, aby bylo možné snížit krycí výztuže. Toto patro slouží pro parkování osobních vozidel, podlaha je tedy chemicky exponovaná jak na ropné úkapy z automobilů, tak nánosy zimní soli.

C.I) Složení a materiálové charakteristiky FRP výztuží

Informace v této kapitole čerpány z [6], [7], [8], [9] a ([22]).

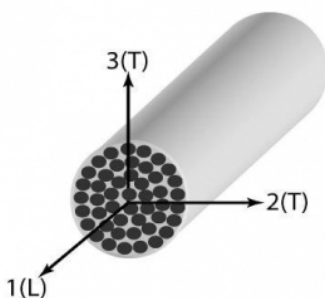
Výztuž FRP je zpravidla kompozit na bázi skla, anglicky GFRP nebo uhlíku, tedy CFRP, dále také aramidu a čediče. Tato práce se dále bude zabývat jen FRP výztuží na bázi skla a uhlíku, které jsou nerozšířenější. Jednotlivá nosná vlákna jsou mezi sebou propojena matricí a povrchově opatřena pískováním, vlysy nebo ovíjena. Z toho vyplývá, že již samotná výztužná vložka není jako v případě oceli homogenní, ale je to kompozit, skládající se ze samotných podélně orientovaných nosných vláken a stmelující polymerní matrice, která je spojuje do výztužného kompozitního prutu. Výsledné hodnoty fyzikálních vlastností jsou dány vzájemným poměrem těchto dvou složek.



Obr. 15 FRP výztuž: GFRP vlevo, CFRP vpravo, C-GFRP nahoře [7]

Matrice

Matrice zajišťuje celistvost kompozitního prutu, propojuje jednotlivá nosná vlákna v jeden celistvý prut. Vnější povrch FRP prutu je opatřen pro lepší spolupůsobení s betonem pískováním, vlysy nebo drážkami. Matrice vzhledem ke svému zastoupení v příčném řezu mění výsledné fyzikální vlastnosti výsledného kompozitního prutu. Platí, že matrice má řádově nižší modul pružnosti než nosná vlákna a bývá na bázi epoxidu, vinylesteru nebo polyesteru* viz. tab. 1.



Obr. 16 Řez FRP výztuže z [9]

Tab. 1 přehled používaných matric z [8] a [9]

| Vlastnost | Typ matrice | | |
|---|---------------|-----------|---------------|
| | Polyesterová* | Epoxidová | Vinylesterová |
| Objemová hmotnost [kg/m ³] | 1200-1400 | 1200-1400 | 1150-1350 |
| Tahová pevnost [MPa] | 34,5-104 | 55-130 | 73-81 |
| Modul pružnosti [GPa] | 2,1-3,45 | 2,75-4,10 | 3,00-3,50 |
| Poissonovo číslo [-] | 0,35-0,39 | 0,38-0,40 | 0,36-0,39 |
| Koeficient teplotní roztažnosti [10 ⁻⁶ /K] | 55-100 | 45-65 | 50-75 |

*Polyesterová matrice nemá být použita pro dlouhodobé aplikace. [12], [22]

Podélně orientovaná nosná vlákna

Nosná vlákna FRP kompozitu zajišťují podélnou tahovou pevnost. Z následujících tabulek 2 a 3 je patrné, že svými mechanickými vlastnosti, zejména tahovou pevností, převyšují řádově tahové pevnosti matrice. Nejrozšířenějším typem jsou výztužné pruty na bázi skla, poté na bázi uhlíku, zbylá nosná vlákna mají menší podíl na současném trhu a jejich obecné vlastnosti si lze prohlédnout například v [9] nebo přímo u daného výrobce.

Tab. 2 přehled používaných skelných vláken z [8] a [9]

| Vlastnost | Typ skleněného vlákna | | | |
|---|-----------------------|-------|-----------|-------|
| | E | A | AR | S |
| Objemová hmotnost [kg/m ³] | ≈2500 | ≈2500 | ≈2300 | ≈2500 |
| Tahová pevnost [MPa] | ≈3400 | ≈2750 | 1800-3500 | ≈4600 |
| Modul pružnosti [GPa] | 72,5 | 73,0 | 70-76 | ≈86 |
| Poissonovo číslo [-] | ≈0,22 | ≈- | - | ≈0,22 |
| Koeficient teplotní roztažnosti [10 ⁻⁶ /K] | 2,9-5 | | | |

E – electrical glass, A – window glass, AR – alkali resistant glass, S – high strength glass

Tab. 3 přehled používaných uhlíkových vláken z [8] a [9]

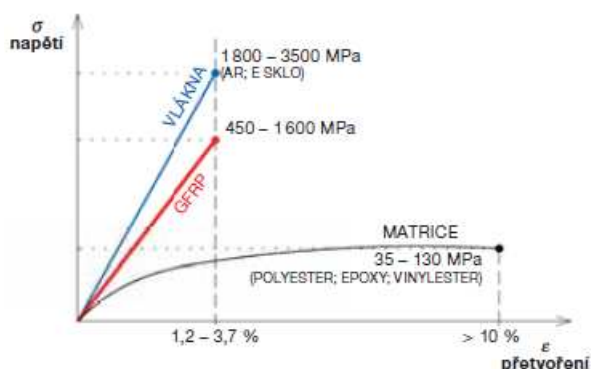
| Vlastnost | Typ uhlíkového vlákna | | | |
|---|-----------------------|-------|-------|-------|
| | SM | HS | HM | UHM |
| Objemová hmotnost [kg/m ³] | ≈1700 | ≈1800 | ≈1900 | ≈2100 |
| Tahová pevnost [MPa] | 3700 | 4800 | 3000 | 2400 |
| Modul pružnosti [GPa] | ≈250 | ≈250 | ≈500 | ≈800 |
| Poissonovo číslo [-] | 0,20 | 0,20 | 0,20- | 0,20 |
| Koeficient teplotní roztažnosti [10 ⁻⁶ /K] | -1,2-0,0 | | | |

SM – standart modulus, HS – high strength, HM – high modulus, UHM – ultra high mod.

Z tab. 2 a 3 je zřejmé, že tahové pevnosti uhlíkových vláken převyšují skelná vlákna.

Uhlíková vlákna jsou na výrobu náročnější a proto se výrobci, např. jako na obrázku 14, snaží najít vhodnou kombinaci obou typů vláken v jednom kompozitním prutu.

Kompozitní prut CFRP a GFRP



Obr. 17 Idealizované závislosti napětí na přetvoření nosných vláken, matrice a výsledného kompozitu [8]

Z obrázku 17 je patrný rozdíl v přetvoření při daném napětí mezi nelineárním chováním matrice a lineární-elastické závislosti nosných vláken, která jsou v chování celého kompozitu v podélném přetvoření dominantní, a proto i celkové přetvoření FRP je lineárně závislé.

Tab. 4 srovnání pasivních výztužných vložek z [8] a [9] (krátkodobé charakteristické hodnoty)

| Vlastnost | Typ výztuže | | |
|--|---|----------------|----------|
| | GFRP | CFRP | Ocel |
| Objemová hmotnost [kg/m^3] | 1750-2150 | 1450-1650 | 7850 |
| Tahová pevnost [MPa] | 450-1600 | 600-3500 | 450-600 |
| Modul pružnosti [GPa] | 35-60 | 100-580 | 200 |
| Poissonovo číslo [-] | 0,28 | 0,27 | 0,3 |
| Koeficient teplotní roztažnosti [$10^{-6}/\text{K}$] (podélný/příčný) (α_L / α_T) | $\alpha_L = 6-10$ $\alpha_T = 21-23$ | -9-0 74-104 | 11 11 |
| Mezní přetvoření v tahu [%] | 1,2-3,7 | 0,5-1,7 | 5-20 |

Tab. 5 srovnání dostupných výztužných vložek z [6] (krátkodobé charakteristické hodnoty)

| Vlastnost | Typ výztuže | | |
|--|-----------------------------------|---------|---------------|
| | GFRP | CFRP | B500B |
| Objemová hmotnost [kg/m^3] | 2100 | 1700 | 7850 |
| Tahová pevnost [MPa] | 1050 | 1700 | 500 |
| Modul pružnosti [GPa] | 60 | 155 | 200 |
| Pevnost ve střihu [MPa] | 125 | 170 | ≈ 200 |
| Poissonovo číslo [-] | 0,28 | 0,27 | 0,3 |
| Koeficient teplotní roztažnosti [$10^{-6}/\text{K}$] (podélný/příčný) (α_L / α_T) | $\alpha_L = 6$ $\alpha_T = 30$ | 0 30 | 11 11 |

Z tabulek výše je patrné, že kompozitní výztuže převyšují ocel svoji tahovou pevností, které dosahují při nižší modulu pružnosti v případě GFRP. V případě CFRP je modul pružnosti porovnatelný.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

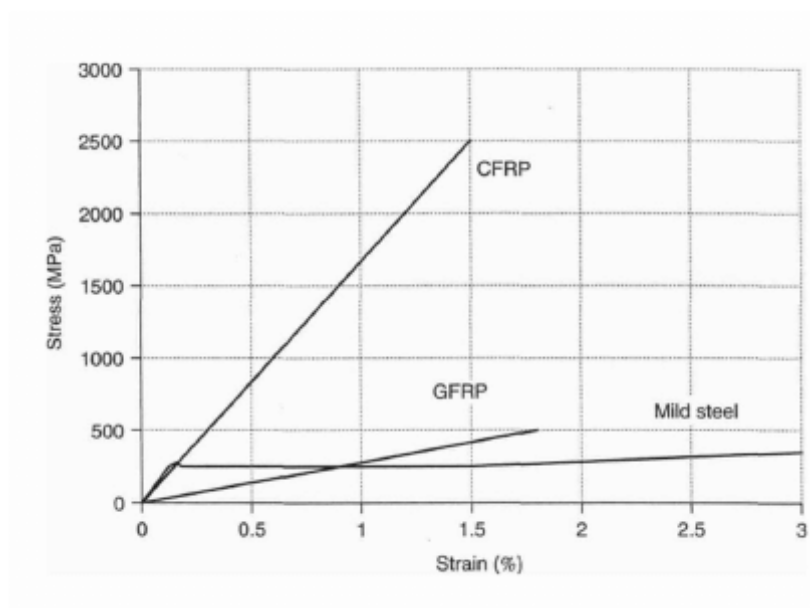
Chování prutu v příčném smyku je výrazně ovlivněno použitou matricí, použití této výztuže není zcela vyloučeno, ale i normy ACI a CSA pro nedostatek experimentů v této oblasti směřují spíše k užití ocelových trnů, které jsou chemicky chráněny. Případně lze vycházet z dat zkoušek samotného výrobce dané výztuže.

GFRP podléhají při vyšší míře zatížení k dotvarování a poté k náhlému přetržení. Jsou považovány za tepelný a elektrický izolant, nedochází k bludným proudům a eliminují tepelný prostup tepla; nestíní elektromagnetické vlnění. Jsou citlivé na vlhkost a pH okolí. Pruty po zatvrdnutí matrice nelze dále ohýbat.

CFRP jsou mechanicky odolnější a mají menší míru dotvarování při zatížení, lze je tedy využívat pro předpětí konstrukcí nebo vyšších měr zatížení, kde se využívá jejich vysoké tahové pevnosti. Jsou tepelně a elektricky nevodivé, nestíní elektromagnetické vlnění a nejsou citlivé na vlhkost a pH okolí. Pruty po zatvrdnutí matrice nelze dále ohýbat a jejich cena je vyšší než GFRP.

C.II) Pracovní diagram

Informace v této kapitole čerpány z [6], [7], [8], [9] a ([22]).



Obr. 19 Porovnání tahového diagramu mezi FRP a klasickou ocelovou výztuží [24]

Z pracovních diagramů oceli na obr. 19 je patrný velký rozdíl mezi FRP výztuží a měkkou ocelí, kde FRP výztuž postrádá zcela mez kluzu a až do svého přetržení si zachovává prakticky lineárně-elastické chování. Její přetržení na mezi pevnosti nastává náhle, při procentuálním přetvoření o $\approx 1,2-3,7\%$.

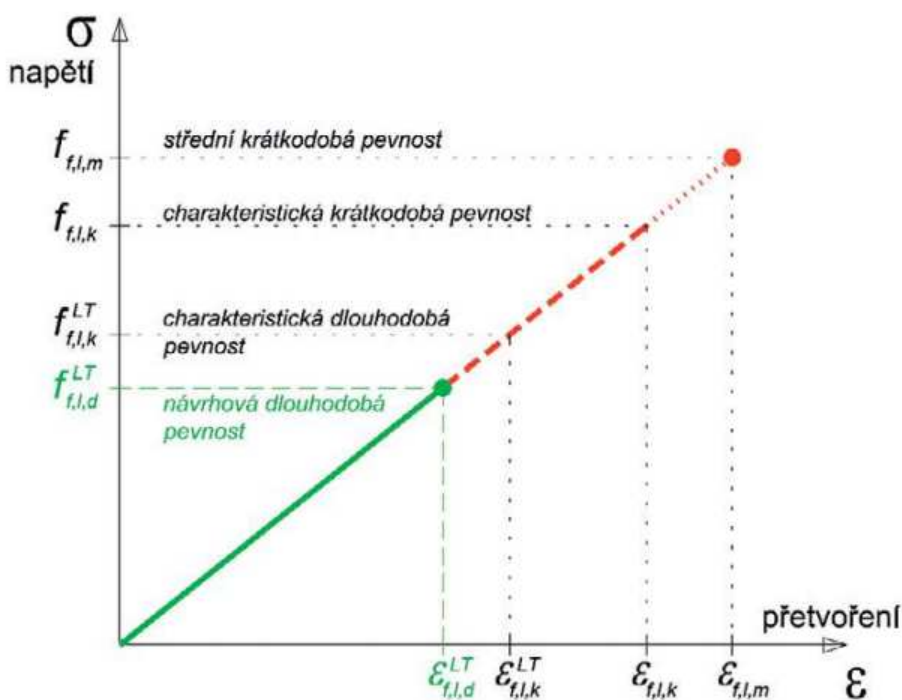
Ocelové pasivní vložky za tepla válcované jsou charakteristické mezí kluzu, která nastává při poměrném přetvoření o $\approx 0,2\%$, kdy při vzrůstajícím přetvoření může lehce klesat napětí. Až za tímto bodem se nalézá mez pevnosti, pro vložky B500B se tato mez nachází při větším procentuálním přetvoření než 5% , kterou vyžaduje norma [10]. Mezi těmito dvěma body, mezí kluzu a mezí pevnosti, kde je v idealizovaném případě nárůst napětí nulový, dochází k tečení oceli. Z předchozího je patrné, že tedy tento materiál disponuje značnou redistribuční kapacitou. Redistribuci lze v omezené míře připustit i u FRP výztuží, kde je tento jev mnohem složitější.

Mohlo by se zdát, že se rozdílné chování ztrácí u oceli se smluvní mezí kluzu, avšak tyto oceli se chovají stejně, tedy lineárně-elasticky do smluvní meze kluzu, a poté v idealizovaném případě, opět podle přímky bez nárůstu napětí až do přetržení.

Tento rozdíl se ztrácí až v případě vysokopevnostních patentových drátů, které mají smluvní mez kluzu a jejich mez pevnosti je výrazně blíže.

C.III) Krátkodobé návrhové pevnosti

Informace v této kapitole čerpány z [6], [7], [8], [9] a ([22]).



Obr. 20 Diagram CFRP v závislosti přetvoření na napětí [8]

Jak je patrné z obrázku 20, tak kompozitní FRP výztuž je typická svým lineárně-elastickým chováním až do své meze pevnosti, kdy nastává křehký lom. Z obrázku 20 daného výrobce lze usoudit, že dlouhodobé návrhové hodnoty se od krátkodobých výrazně liší.

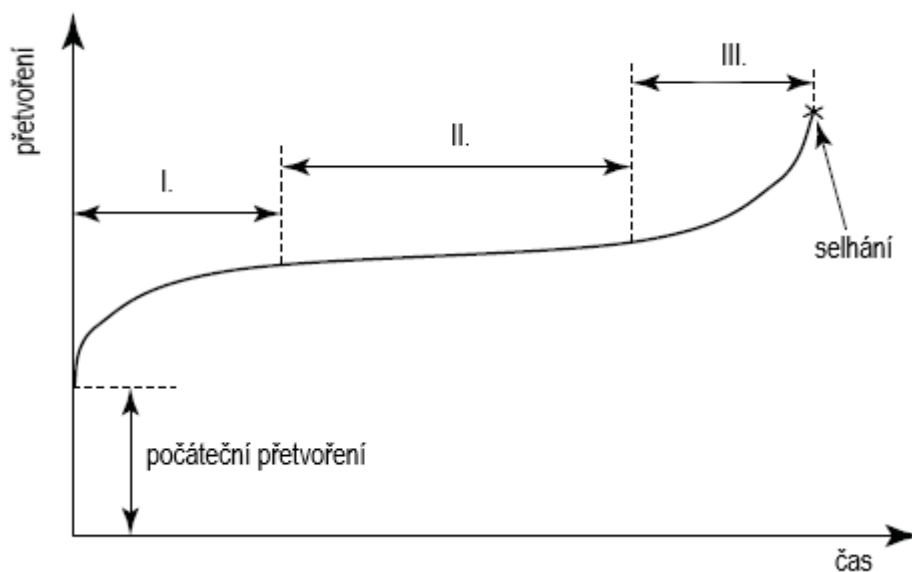
Redukce z charakteristické hodnoty na návrhovou hodnotu se v podélném směru v tahu liší dle jednotlivých přístupů. Charakteristické hodnoty dle [9] nebo v případě [11] a [12] zaručené tahové pevnosti pro krátkodobý návrh konstrukce se liší.

Charakteristická hodnota, běžně užívaná v ČR se vypočte jako 5% dolní kvantil vzorků, které nevyhovují. V případě [11] a [12] je to však pouze 0,1% kvantil vzorků, který nevyhovuje, resp. je definován jako ponížení třínásobku rozptylu od střední hodnoty. Z tohoto je patrné, že již v těchto výchozích hodnotách je dosahováno různé míry spolehlivosti.

Samotné bezpečnostní materiálové součinitele nám tyto vlastnosti dále redukuje, abychom z charakteristických, resp. zaručených hodnot, dostali hodnoty pro krátkodobý návrh. V případě amerického předpisu se zaručená tahová pevnost přenásobí součinitelem C_E o hodnotách v rozmezí 0,7-1, který závisí na typu výztuže a prostředí, kde je využita. U kanadského předpisu je násobitel pro všechny typy výztuže roven hodnotě 0,75. U předpisu [9] se hodnoty pro krátkodobý návrh dělí hodnotou rovnou 1,25.

C.IV) Dlouhodobé návrhové pevnosti

Informace v této kapitole čerpány z [6], [7], [8], [9] a ([22]).



Obr. 21 Diagram FRP v závislosti přetvoření na čase [9] *upraven přeložením*

Z obrázku 21 je patrné, že se výztuže na bázi FRP při konstantním zatížení neustále přetváří. Při návrhu konstrukce je nutné uvažovat s proměnnými vlastnostmi v čase.

I. je elastický nárůst přetvoření v FRP výztuži při vnesení zatížení, kdy celý kompozit spolupůsobí. Poté je vidět celkové dotvarování a především dotvarování matrice, která v počátku přenesla část zatížení, a to je nyní přenášeno na mechanicky odolnější nosná vlákna.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

II. je charakteristický nízkým nárůstem přetvoření. Dotvarování je závislé především již na nosných vláknech, která mají řádově vyšší modul pružnosti než matrice, která spolupůsobila v úseku I.

III. v tomto úseku je patrný náhlý nárůst přetvoření a selhání výztužné vložky přetržením. Pokud se návrh výztuže dostane do této poslední fáze, bylo aplikováno příliš vysoké zatížení.

Správně navržená výztuž se dimenzuje pro úsek II, kde by se měla pohybovat v celé své životnosti. Je nutné poznamenat, že na tento jev jsou méně citlivá uhlíková vlákna oproti skleněným. To je patrné i z jednotlivých bezpečnostních koeficientů, která jsou v případě skleněných vláken až o desítky procent přísnější.

Při návrhu dlouhodobé únosnosti FRP výztuže je nutné přihlédnout k řadě dalších environmentálních zatížení, a to především únavě, teplotě, vlhkosti, zmrazovacím cyklům a alkalitě prostředí. Omezení dlouhodobé pevnosti bývají často limitující a jsou v následujícím textu rozřazeny dle příslušných předpisů. Do budoucna lze očekávat s přibývajícím stářím a tím možným pozorováním reálně provedených konstrukcí zpřesnění a možné zvýšení maximálního dovoleného napětí ve výztužích. Dnes podklady vychází z hodnot v urychlených 100 a 1000 hodinových testech, popř. již mohou některé reflektovat konstrukce postavené v 90 letech.

Na alkalitu prostředí, která se u betonových konstrukcí nachází okolo 12-13 pH, je citlivá zejména výztuž GFRP. Toto prostředí chemicky reaguje s oxidem křemíku a vede k degradaci nosných skleněných vláken. Před tímto je výztuž částečně chráněna maticí. Přesná velikost této degradace je stále předmětem výzkumu. Urychlené zkoušky v tomto případě příliš neodpovídají chování reálných konstrukcí. [7]

Na zvýšení teploty je citlivá zejména matrice kompozitního prutu, která při zvyšující teplotě již nedokáže zajistit spolupůsobení mezi betonem a samotným prutem, popř. zajistit celistvost daného prutu. Výrobce zpravidla udává teplotu, při níž dochází k měknutí polymerní matrice jako T_g , řádově se běžně pohybující mezi 70-150°C.

Na zmrazovací cykly je náchylnější matrice, která křehne a vytváří se v ní trhliny. V tomto místě je urychlen transport roztoku mezi betonem a nosnými vlákny.

Cyklické zatěžování je komplexní jev zahrnující trhliny v matici, lámání nosných vláken, rozrůstání trhlín a vznik separace kompozitu. Zejména výztuže GFRP jsou na tento jev citlivé.

Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle FIB bulletin**No.40**

Redukcí dlouhodobých návrhových hodnot se zabývá kapitola 3.5 „Designing for Durability“. V tomto předpisu je možné nalézt srovnání redukčních součinitelů jednotlivých norem (ACI, NS, CSA, JSCE, IStructE). Krátkodobou únosnost lze vypočítat jako

$$f_{fd} = \frac{f_{fk0}}{\gamma_f},$$

kde (35) [vztah 3-1, FIB bulletin No.40]

f_{fk0} je charakteristická krátkodobá tahová pevnost,

$\gamma_f = 1,25$ redukční součinitel materiálu. [tab. 3 – 10, FIB bulletin No. 40],

γ_f může být stanovena na základě zkoušek výrobce.

Dlouhodobý redukční vztah

$$f_{bd} = \frac{f_{fk0}}{(\eta_{env,t} \cdot \gamma_f)},$$

kde (36) [vztah 3-2, FIB bulletin No.40]

$\eta_{env,t}$ je enviromentální redukční součinitel.

Pro stanovení environmentálního součinitele $\eta_{env,t}$ uvádí předpis následující dva vztahy.

První, pokud známe tahovou pevnost při porušení v 1000h

$$\eta_{env,t} = \frac{f_{fk}}{f_{fk,1000h}} \cdot \frac{1}{((100-R_{10})/100)^n},$$

kde (37) [vztah 3-3, FIB bulletin No.40]

$f_{fk,1000h}$ je tahová pevnost při porušení ve 1000h,

R_{10} je redukční tahový součinitel za logaritmickou dekádu.

$$n = n_{mo} + n_T + n_{SL} + (n_d),$$

kde (38) [vztah 3-5, FIB bulletin No.40]

Suché vnitřní prostředí s relativní vlhkostí do 50% (XC1) je $n_{mo} = -1$,

Venkovní podmínky, dlouhodobá vlhkost ca 80% (XC3, XD1, XD3, XS1, XS3) je $n_{mo} = 0$,

Beton většinu času ve styku s vodou (XC2, XC4, XD2, XS2) je $n_{mo} = 1$,

Průměrná roční teplota do 5°C je $n_T = -0,5$,

Od 5°C do 15°C je $n_T = 0$,

Od 15°C do 25°C je $n_T = 0,5$,

Od 25°C do 35°C je $n_T = 1$,

Pro životnost konstrukce 1 rok je $n_{SL} = 1$,

Pro životnost konstrukce 10 let je $n_{SL} = 2$,

Pro životnost konstrukce 50 let je $n_{SL} = 2,7$,

Pro životnost konstrukce 100 let je $n_{SL} = 3,0$.

Pokud daný průměr výztuže nebyl testován, doporučuje se zavést další redukční součinitel, který toto zohledňuje.

Pro průměr, který je větší než testovaný a pro testovaný je $n_d = 0$

Pro průměr, který je větší než 75% testovaného $n_d = 0,5$

Pro průměry 50% testovaného $n_d = 1,0$

Více viz [tab. 3-6, tab. 3-7 a tab. 3,8, FIB bulletin No.40]

Pokud výztuž není testována na porušení při 1000 hodinách, lze využít vztah.

$$\eta_{env,t} = \frac{1}{((100-R_{10})/100)^{n+2}}$$

(39) [vztah 3-4, FIB bulletin No.40]

V tomto vzorci nedošlo pouze k úbytku 1000h tahové pevnosti, ale také k zanesení větší míry nejistoty v podobě přičtení konstantní hodnoty v exponentu dělitele. Je založená na předpokladu, že GFRP výztuž je po 1000 h schopná přenést 56 % počáteční pevnosti ve vnitřním vlhkém prostředí, více viz [odst. 3.5.3.4, FIB bulletin No.40]

Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle ACI440.1R-15

Předpis ACI440.1R-15 se zabývá v kapitole 6 „GENERAL DESIGN CONSIDERATIONS“ krátkodobými návrhovými redukčními součiniteli a předkládá následující vzorec.

$$f_{fu} = C_E \cdot f_{fu}^*$$

kde (40) [vztah 6.2a, ACI440.1R-15]

f_{fu}^* je zaručená tahová pevnost (tj. 0,1 kvantil EN 1990, viz kap. C. III)),

C_E je redukční součinitel viz tab. 6.

Výpočtový modul pružnosti má být roven střední hodnotě modulu pružnosti z provedených zkoušek daného výrobku

$$E_f = E_{f,ave}$$

(41) [odst. 6.2, ACI440.1R-15]

E_f je návrhový modul pružnosti

$E_{f,ave}$ je průměrný modul pružnosti

Tab. 6 redukční součinitel C_E z [tab. 6.2, ACI440.1R-15]

| Externí vlivy | Typ vláken | C_E |
|--------------------------|------------|-------|
| Beton v suchém prostředí | Uhlík | 1,0 |
| | Sklo | 0,8 |
| Beton v mokřém prostředí | Uhlík | 0,9 |
| | Sklo | 0,7 |

V odstavci 6.2 je zmíněno, že hodnoty součinitele C_E se plánují s postupným výzkumem změnit, aby více reflektovaly okolní environmentální vlivy.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

V kapitole 7.4 ACI uvádí, že pro trvalé zatížení, cyklicky se opakující zatížení a únavové zatížení je třeba snížit napětí ve výztuži

Pro GFRP:

$$f_{fs,sus} = 0,20 \cdot f_{fu}$$

(42) [tab 7.4.1, ACI440.1R-15]

Pro CFRP:

$$f_{fs,sus} = 0,55 \cdot f_{fu}$$

(43) [tab 7.4.1, ACI440.1R-15]

Ze vztahu (42) a (43) vidíme přímo více než dvounásobný rozdíl v dovoleném napětí, který je ve prospěch výztuží z uhlíkových nosných vláken. Tento vztah sice zohledňuje vnější vlivy okolí a životnost konstrukce, ale nedovoluje s nimi pracovat.

Krátkodobé a dlouhodobé redukce tahové pevnosti dle CSA S806-12

Norma CSA S806-12 se zabývá v kapitole 7 „Properties of FRP components and reinforcing materials“ dlouhodobými návrhovými redukčními součiniteli. V odstavci 7.1.2.2 norma omezuje maximální povolené tahové napětí ve výztuži z její zaručené tahové hodnoty následovně (*resp. v normě je doslovně uvedeno „charakteristická tahová pevnost“, avšak svou hodnotou odpovídá zaručené tahové pevnosti dle ACI, nikoliv charakteristické pevnosti dle FIB, proto jsem tento název pozměnil.*)

a) pro AFRP 0,35 (vlákna na bázi aramidů)

b) pro CFRP 0,65

c) pro GFRP 0,25 (navíc maximální přetvoření od dlouhodobě působícího zatížení nesmí překročit hodnotu přetvoření 0,2% viz 7.1.2.3)

Materiálová redukce nerozlišující typ materiálu je uvedena

$$\Phi_f = 0,75$$

Poté lze odvodit krátkodobou únosnost jako

$$f_{frp,d} = f_{frp} \cdot \Phi_f \quad (44)$$

f_{frp} je zaručená tahová pevnost

C.V) Početní srovnání přístupů pro dlouhodobou a krátkodobou tahovou pevnost

Výpočet krátkodobých a dlouhodobých redukcí tahové pevnosti pro konstrukci s návrhovou životností 100 let.

Materiál

Beton C30/37, XC2

Výztuž GFRP Ø12

| | |
|---|---------------------------------|
| Charakteristická pevnost v tahu: | $f_{fk} = 1100 \text{ MPa}$ |
| Střední hodnota pevnosti v tahu: | $f_{f,m} = 1150 \text{ MPa}$ |
| Zaručený tahový modul | $f_{fu}^* = 1059 \text{ MPa}$ |
| Charakteristická pevnost v tahu v čase 1000 h | $f_{fk,1000} = 970 \text{ MPa}$ |
| Modul pružnosti | $E_f = 60 \text{ GPa}$ |
| Redukce tahové pevnosti za log. dekádu | $R_{10} = 13 \%$ |

Tyto materiálové charakteristiky byly převzaty z [8] a [6]

Objekt bude představovat nevytápěné garážové patro.

Zaručený tahový modul spočten jako

$$f_{fu}^* = f_{f,m} - \frac{f_{f,m} - f_{fk}}{\alpha_{EN}} \alpha_{ACI},$$

kde

$\alpha_{EN} = 1,64$ odpovídá hodnotě rozptylu pro 5% kvantil,

$\alpha_{ACI} = 3$ odpovídá hodnotě rozptylu pro stanovení zaručené tahové pevnosti.

$$f_{fu}^* = 1150 - \frac{1150 - 1100}{1,64} \cdot 3 = 1059 \text{ MPa}$$

Výpočet dle FIB bulletin No.40

Materiálový redukční součinitel dle předpisu

$$\gamma_f = 1,25$$

Krátkodobou únosnost lze stanovit podle vztahu (35)

$$f_{bd} = \frac{f_{fk0}}{\gamma_f} = \frac{1100}{1,25} = \mathbf{880\ MPa}$$

Pro nevytápěné patro byla zvolena hodnota, která odpovídá situaci, kdy se beton dostane do styku s vodou

$$n_{mo} = 0.$$

Průměrná roční teplota pro Brno je 10°C, teplota uvnitř nevytápěné garáže se bude pohybovat od 15°C do 25°C.

$$n_T = 0,5$$

Pro návrhovou životnost 100 let

$$n_{SL}=3,0$$

Pro průřez, který byl testován

$$n_d=0$$

Celkový exponent

$$n = n_{mo} + n_T + n_{SL} + (n_d) = 0 + 0,5 + 3 + 0 = 3,5$$

(38) [vztah 3-5, FIB bulletin No.40]

Environmentální součinitel

$$\eta_{env,t} = \frac{f_{fk}}{f_{fk,1000h}} \cdot \frac{1}{((100 - R_{10})/100)^n} = \frac{1100}{970} \cdot \frac{1}{((100 - 13)/100)^{3,5}} = 1,85$$

(37) [vztah 3-3, FIB bulletin No.40]

Dlouhodobá tahová pevnost

$$f_{bd} = \frac{f_{fk0}}{(\eta_{env,t} \cdot \gamma_f)} = \frac{1100}{(1,85 \cdot 1,25)} = \mathbf{476\ MPa}$$

(36) [vztah 3-2, FIB bulletin No.40]

Výpočet dle ACI440.1R-15

Materiálový redukční dle předpisu

$$C_E = 0,8$$

pro sklo v suchém prostředí.

Krátkodobá únosnost

$$f_{fu} = C_E \cdot f_{fu}^* = 0,8 \cdot 1059 = \mathbf{847 \text{ MPa}}$$

(40) [vztah 6.2a, ACI440.1R-15]

Dlouhodobá únosnost

$$f_{fs,sus} = 0,20 \cdot f_{fu} = 0,20 \cdot 847 = \mathbf{169 \text{ MPa}}$$

(42) [tab 7.4.1, ACI440.1R-15]

Výpočet dle CSA S806-12

Materiálový redukční dle předpisu

$$\Phi_f = 0,75$$

Krátkodobá únosnost

$$f_{frp,d} = f_{frp} \cdot \Phi_f = 1059 \cdot 0,75 = \mathbf{794 \text{ MPa}}$$

(44)

Dlouhodobá únosnost pro GFRP

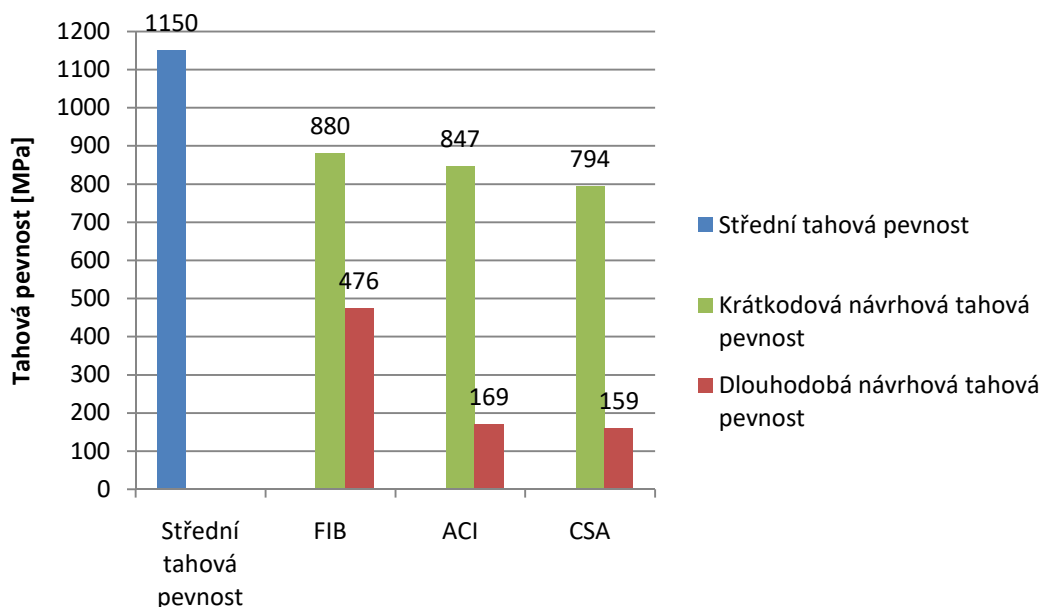
$$f_{frp,sus} = 0,25 \cdot f_{frp,d} = 0,20 \cdot 794 = \mathbf{159 \text{ MPa}}$$

Porovnání vypočtených krátkodobých a dlouhodobých redukcí tahové pevnosti

Tab. 7 Srovnání dlouhodobých ztrát

| Předpis | Střední tahová pevnost [MPa] | Krátkodobá návrhová tahová pevnost [MPa] | Krátkodobá tahová redukce [%] | Dlouhodobá návrhová tahová pevnost [MPa] | Dlouhodobá tahová redukce [%] |
|---------|------------------------------|--|-------------------------------|--|-------------------------------|
| FIB | 1150 | 880 | 27 | 476 | 59 |
| ACI | 1150 | 847 | 26 | 169 | 85 |
| CSA | 1150 | 794 | 31 | 159 | 86 |

Porovnání pevností



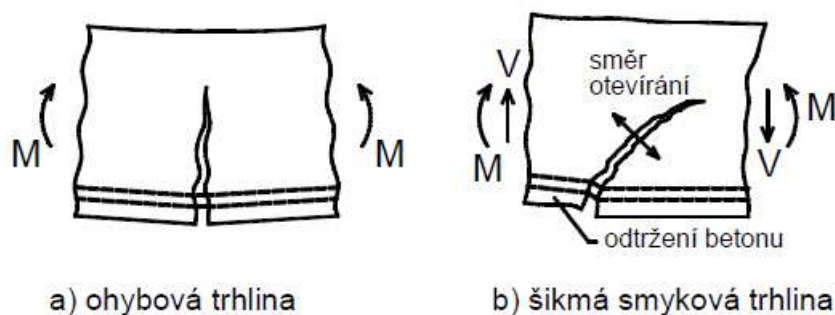
Z tabulky výše je patrné, že krátkodobá návrhová pevnost se napříč předpisy příliš neliší, i krátkodobé tahové redukce jsou podobné. U dlouhodobé návrhové pevnosti je situace rozdílná a dostává se zde do popředí FIB bulletin No.40, který dokáže postihnout nejvíce okolní vlivy, které na výztuž působí. Zbylé dva předpisy ACI440.1R-15 a CSA S806-12 se v tomto ohledu zdají být velmi konzervativní. Je dobré si zde uvědomit, že tyto výpočty musí vyhovět i mnohem agresivnějšímu vlivu okolí, než byl tento početní příklad a zde by se již rozdíl s FIB bulletin No.40 zmenšil.

D) Prvky bez smykové výztuže

D I.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost

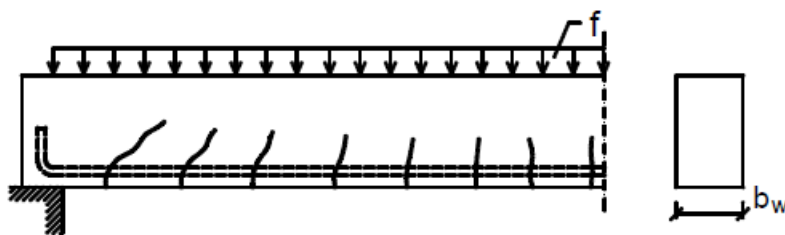
Informace v této kapitole čerpány z [5], [10] a ([22]).

Jak bylo uvedeno v kapitole B, tak většina prvků je namáhána kombinací ohybu a posouvající síly. Celková únosnost betonového prvku ovlivňuje několik faktorů, a to zejména příspěvek tlacené betonové části průřezu nad smykovou trhlinou, poté množství a poloha tažené výztuže, hmoždíkový efekt a zaklínění jednotlivých zrn kameniva.



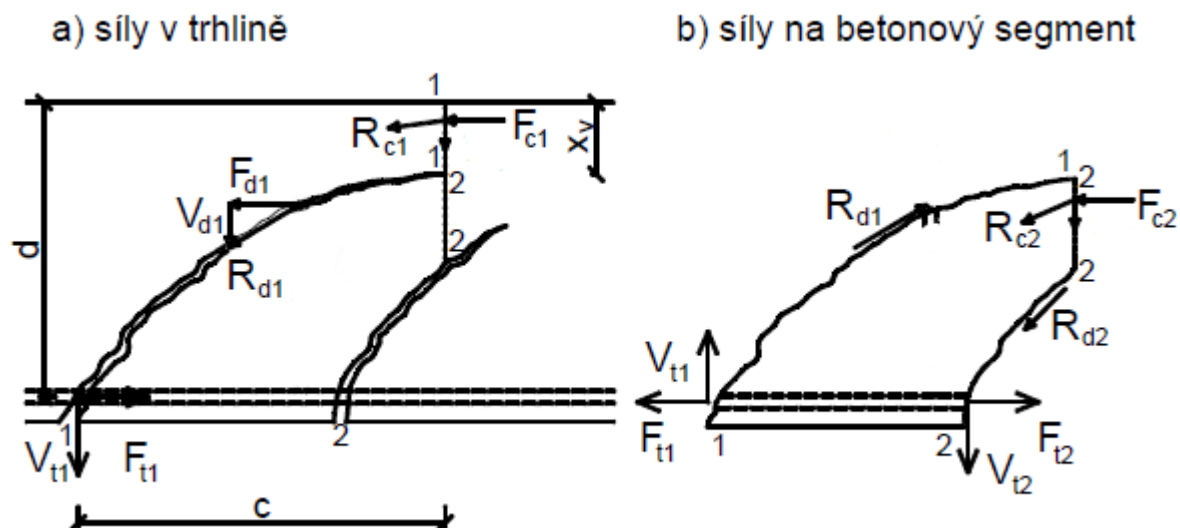
Obr. 22 Druhy trhlin [5]

Z obrázku 22 a 23 je patrný rozdílný sklon smykové a ohybové trhliny, který je dán rozdílným natočením průběhu hlavních napětí, patrné např. z obrázku 2. Smykové trhliny z obr. 23 se nachází u podpory a jsou charakteristické vyšším sklonem, než ohybové trhliny vznikající zde uprostřed rozpětí.



Obr. 23 Tvary trhlin [5]

Z předchozích dvou obrázků lze vyvodit, že při vyšším sklonu trhliny, který vzrůstá směrem k podpoře, se také zvyšuje zapojení podélné výztuže. Tato výztuž může být započítána pouze v případě, že je řádně zakotvena.



Obr. 24 Působící síly ve smykové trhlině a mezi nimi [5]

Výsledné síly ve svislém směru lze zapsat

$$V_{cs} = V_c, \quad \text{kde} \quad (45)$$

V_c je výsledná únosnost ve smyku betonové tlačené části.

Síla V_c se dále skládá

$$V_c = V_{c1} + V_{d1} + V_{t1}, \quad \text{kde} \quad (46)$$

V_{c1} je svislá složka síly v tlačené části betonu na konci trhliny,

V_{d1} je svislá složka síly od zaklínění zrn kameniva, které brání posunu v trhlině,

V_{t1} je svislá složka síly od hmoždíkového účinku v podélné tahové výztuži,

(V_{t1} nebo V_{t2} jak je z obrázku patrné může způsobit održení krycí vrytvy betonu).

Výsledné síly ve vodorovném směru lze zapsat

$$F_{t1} = F_{c1} + F_{d1}, \quad \text{kde} \quad (47)$$

F_{t1} je vodorovná síla v tahové výztuži,

F_{c1} je vodorovná síla v tlačném betonu na konci trhliny,

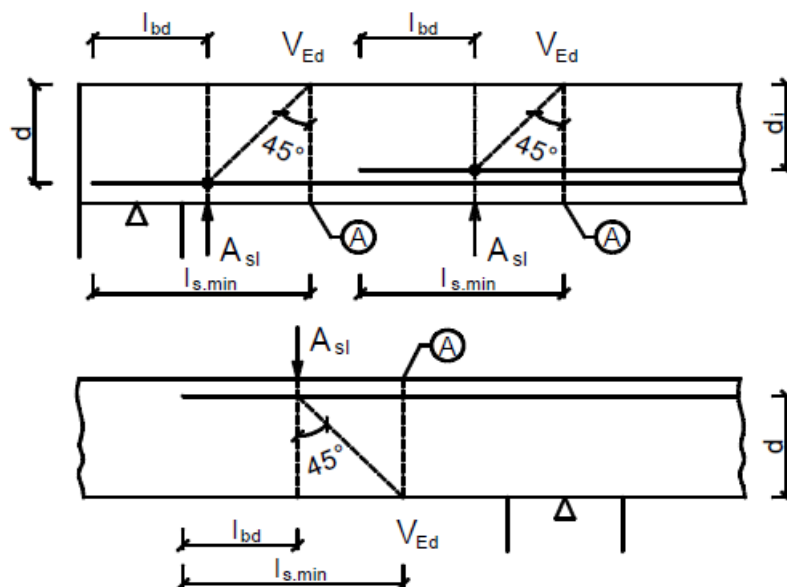
F_{d1} je vodorovná složka síly od zaklínění zrn kameniva, které brání posunu v trhlině.

S postupným nárůstem zatížení a rozvojem trhlin dochází k poklesu tuhosti prvku, a to způsobuje přerozdělení sil a mění se jejich podíl na celkové únosnosti. Se zvětšující šířkou trhliny klesá především vliv zaklínění zrn kameniva a hmoždíkového účinku ve výztuži.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

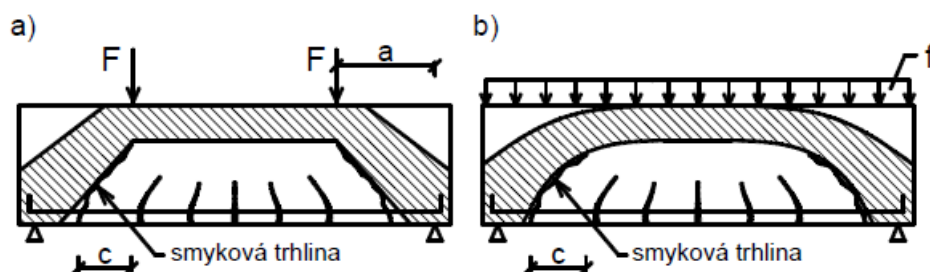
Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

V případě ocelové i FRP výztuže se ve výpočtu smykové odolnosti vliv zaklínění kameniva a hmoždíkového účinku zcela zanedbává a na únosnosti se podílí pouze tlačенá oblast betonu.



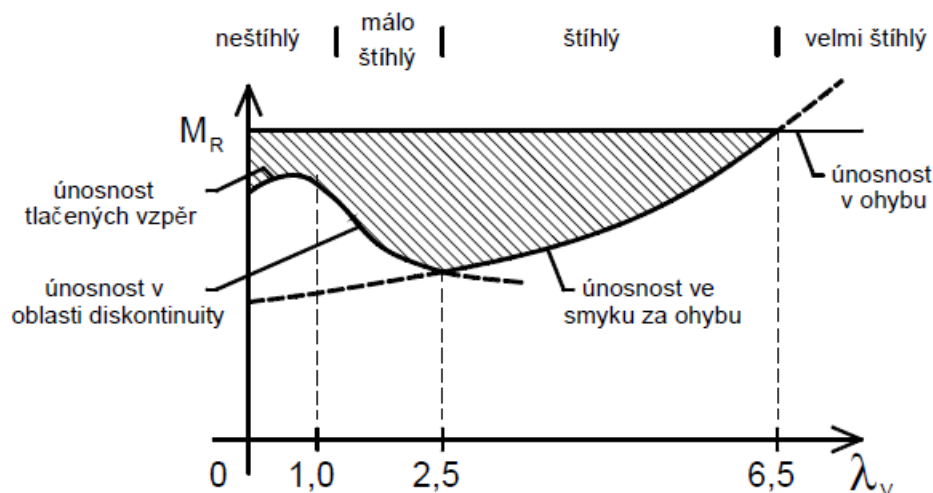
Obr. 25 Započitatelnost tahové výztuže [5]

Pro započitatelnost tahové výztuže je nutné prokázat, že výztuž v každém bodě přenesle daný ohybový moment, přírůstek od posouvající síly, a je řádně zakotvena na požadovanou délku (l_{bd}) viz obrázek 25.



Obr. 26 Tlačená oblast prvku dle zatížení [5]

Z idealizace obrázku 26 je patrné, že tvar idealizované tlakové části nosníku je závislý na zatížení prvku. Nejvyšší smykové namáhání se nalézá pod maximální posouvající silou, např. u obrázku 26b se tato síla směrem k podpoře zvyšuje.



Obr. 27 Únosnost prvku v závislosti na smykové štíhlosti z [5]

Při vzniku trhlin je třeba také zohlednit štíhlostní poměr v ohybu a ve smyku, běžně bývá ohybová štíhlost větší než smyková štíhlost a dochází tedy nejdříve ke vzniku ohybových a až následně smykových trhlin.

Ohybová štíhlost je dána vztahem

$$\lambda_M = \frac{l}{d}, \quad \text{kde} \quad (48)$$

l je rozpětí,

d je účinná výška.

Smyková štíhlost je dána vztahem

$$\lambda_V = \frac{a}{d}, \quad \text{kde} \quad (49)$$

$$a = \frac{M_{max}}{V_{max}}; \text{ je smykové rozpětí,}$$

d je účinná výška.

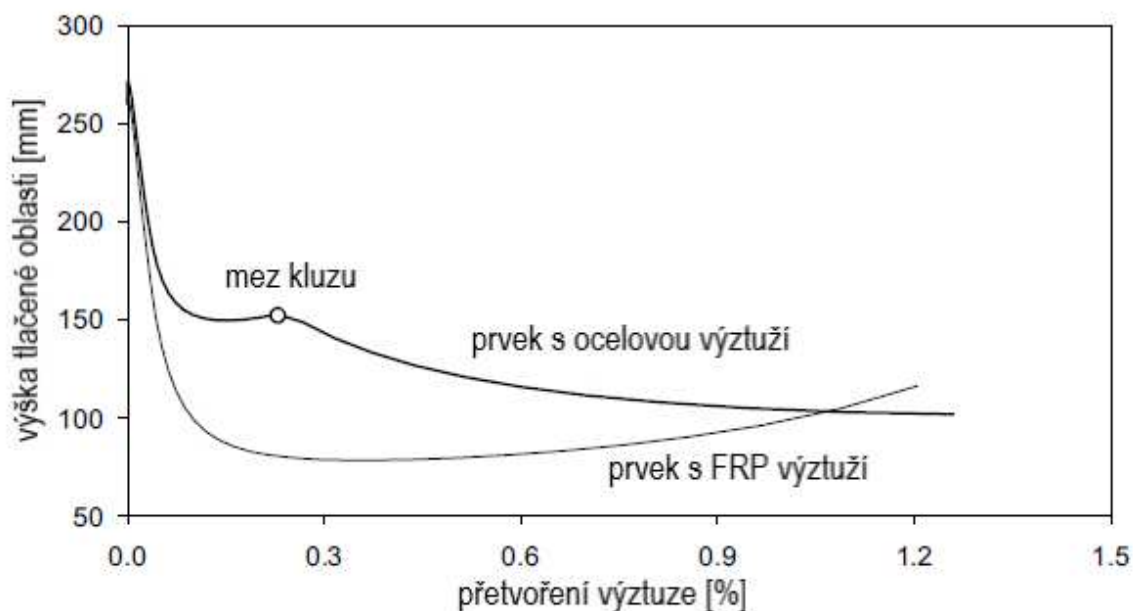
Z obrázku 27 je vidět, že při malé smykové štíhlosti $\lambda_V < 2,5$ se projevuje vliv svislého tlakového napětí při zatížení v blízkosti podpory. Při malé vzdálenosti od podpory může docházet i k drčení tlačené diagonály. Pro oblasti $2,5 < \lambda_V < 6,5$, tedy na konci smykové trhliny, je rozhodující smyk za ohybu. Ohybové porušení pak rozhoduje pro oblasti $\lambda_V > 6,5$. Nejnižší únosnosti ve smyku se dosahuje při smykové štíhlosti $\lambda_V = 2,5$, tato oblast se nachází přibližně ve vzdálenosti $2,5 \cdot d$ od podpory nosníku.

D II.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost u FRP

Informace v této kapitole čerpány především z [9] poté [8], [11] a ([22]).

Jako v předešle kapitole, i u FRP výztuže je celková smyková únosnost daná kombinací vnitřních složek. Tyto složky při narůstajícím zatížení nebo po rozvoji trhlin mění svou velikost, jejíž kombinací je dosaženo celkové smykové únosnosti. Při dosažení vyššího přetvoření v podélné výztuži je očekáván vyšší průhyb a rozevírání trhlin. Absence meze kluzu u FRP (a tím velmi problematické redistribuce sil) vede po vyčerpání přetvoření vždy k náhlému přetržení výztuže. V úvahu musí být brán i fakt, že tato výztuž má velmi odlišné chování ve směru s vlákny a kolmo na ně, kde stříhová únosnost je řádově menší.

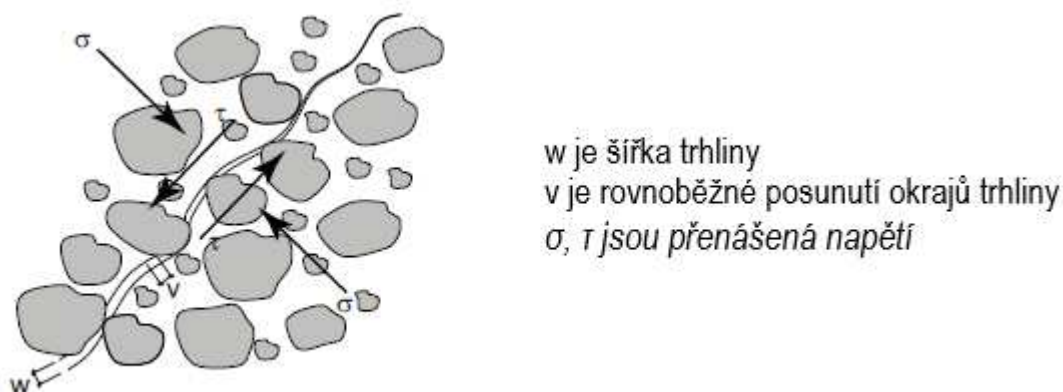
Příspěvek tlačené oblasti betonové části



Obr. 28 Závislost výšky tlačené oblasti na přetvoření v podélné výztuži [9] přeloženo

Smyková odolnost prvku je závislá především na výšce tlačené oblasti. Obrázek 28 zobrazuje rozdílnou závislost výšky tlačené oblasti na typu výztuže a přetvoření v ní. U ocelové vložky po mezi kluzu již nenastává znatelný nárůst její pevnosti do přetržení. FRP výztuž zvyšuje lineárně svoji pevnost až do své meze únosnosti. Je tedy zřejmé, že typ výztuže a její mechanické vlastnosti mají vliv na celkovou únosnost. Jedná se zejména o nutné přetvoření vložky k dosažení požadované únosnosti, které je v případě FRP výztuže vyšší. Obecně lze říci, že smyková únosnost s podélnou FRP výztuží je proti ocelové výztuži bezprostředně po vzniku trhlin nižší, avšak s narůstajícím přetvořením v podélné výztuži se tento rozdíl ztrácí.

Příspěvek zaklínění zrn kameniva [9]

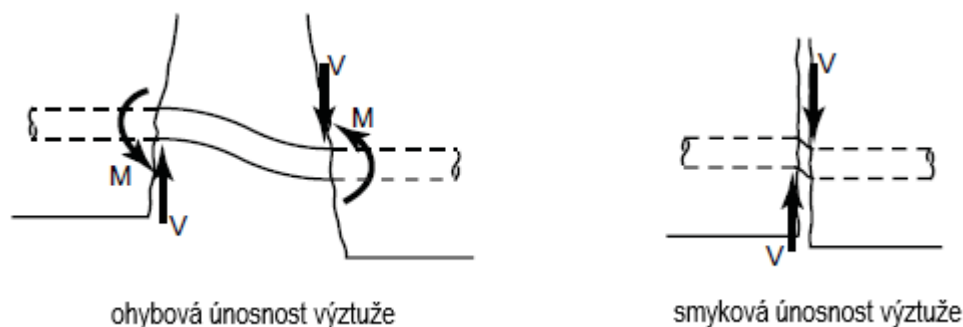


Obr. 29 Přenos sil přes trhlinu zaklíněním zrn kameniva [9] přeloženo

Přenos smykových sil podél trhliny je ovlivněn zaklíněním zrn kameniva, která brání posunu v podélném směru. Několik experimentů dokázalo, že podíl sil takto přenesených na celkové únosnosti neporušeného betonového průřezu bez smykové výztuže je v rozmezí 33 % - 50 %. Příspěvek zaklínění kameniva klesá s rozvojem šířky trhlín.

Při použití FRP výztuže je využíváno vyššího přetvoření a z tohoto důvodu lze očekávat širší trhliny. Pro trvalé zatížení mohou být trhliny až třikrát širší, než v případě použití ekvivalentního množství ocelové výztuže. Lze tedy očekávat velmi malý podíl na celkové smykové odolnosti, který po rozvoji trhlín přináší zaklínění kameniva.

Hmoždíkový účinek výztuže [9]

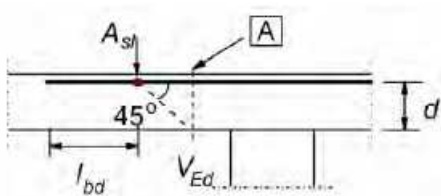


Obr. 30 Hmoždíkový účinek podélné výztuže v oblasti trhliny, [9] přeloženo

Přínos hmoždíkového účinku v případě FRP výztuže byl shledán zanedbatelným. Především díky své nízké stříhové odolnosti.

D III.) Postup výpočtu dle ČSN EN 1992-1-1

Návrhovou únosnost ve smyku pro prvky bez smykové výztuže lze spočítat ze vztahu (50). Vzorec (50) zohledňuje vliv normálových tlakových sil, které vznikají především při předpětí prvku a stupeň vyztužení podélnou nosnou výztuží, třídu betonu a poté účinnou výšku a šířku daného průřezu.



Obr. 31 Znárodnění započitatelnosti podélné výztuže [9]

Návrhová únosnost ve smyku pro prvky bez smykové výztuže

$$V_{Rd,c} = \left[C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d, \quad \text{kde}$$

(50) [vztah 6.2a, ČSN EN 1992-1-1]

f_{ck} je tlaková pevnost betonu v [MPa],

$k_1 \cdot \sigma_{cp}$ je normálové síly,

b_w je nejmenší šířka průřezu v tažené oblasti v [m],

d je účinná výška průřezu v [m].

Součinitel smykové únosnosti

$$C_{Rd,c} = \frac{0,18}{\gamma_c},$$

kde (51) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

γ_c je součinitel spolehlivosti betonu.

Součinitel výšky

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0$$

(52) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} \leq 0,02,$$

kde (53) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

A_{sl} je plocha řádně zakotvené výztuže.

Napětí od normálové síly v daném průřezu (tlak je kladný)

$$\sigma_{cp} = \frac{N_{Ed}}{A_c} \leq 0,2 \cdot f_{cd}$$

kde (54) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

f_{cd} je návrhová tlaková pevnost betonu,

A_c je plocha betonového průřezu,

N_{Ed} je normálová síla v průřezu od zatížení nebo předpětí.

Minimální návrhová smyková únosnost je omezena dalším vztahem

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d.$$

(55) [vztah 6.2.b, ČSN EN 1992-1-1]

resp. při zanedbání normálové síly

$$V_{Rd,c} = v_{min} \cdot b_w \cdot d \quad (56)$$

Minimální smykové napětí

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}}$$

(57) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

D IV.)Postup výpočtu dle FIB bulletin No.40

Návrhový přístup FIB bulletin No.40 se zabývá v kapitole 6.4 „Shear Design Approach or RFP RC Elements“ návrhem smykové únosnosti betonu vyztužených FPR bez smykové výztuže. Tento přístup uvádí stejný princip, který se používá při návrhu železobetonu, pouze se vhodně zvolí pracovní součinitel. Přímě říká, že pokud je použito stejné přetvoření výztuže, tedy $\varepsilon_f = \varepsilon_s$ a stejné síly $F_f = F_s$, potom je návrh stejně bezpečný jako při použití oceli.

$$F_f = \varepsilon_f \cdot E_f \cdot A_f = \varepsilon_s \cdot E_s \cdot A_s = F_s,$$

kde (58) [vztah 6-2, FIB bulletin No.40]

F_f je síla v kompozitní výztuži,

F_s je síla v klasické ocelové výztuži,

ε je poměrné prodloužení,

E je tahový modul pružnosti,

A je plocha výztuže.

Kde poměr ploch výztuže se vypočítá

$$A_s = A_f \cdot \frac{E_f}{E_s}.$$

(60) [vztah 6-3, FIB bulletin No.40]

FIB bulletin No.40 poté v kapitole 6.5.1.6 předkládá upravený vztah z Eurocode 2 smykové únosnosti pro prvky bez smykové výztuže

$$V_{ef} = 0,12 \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \right) \cdot \left(100 \cdot \frac{A_f}{b_w \cdot d} \cdot \frac{E_f}{E_s} \cdot \phi_\varepsilon \cdot f_{ck} \right)^{1/3} \cdot b_w \cdot d.$$

(61) [vztah 6-20, FIB bulletin No.40]

Kde ϕ_ε je maximální dovolené přetvoření v FRP výztuži z hlediska přípustné šířky trhliny pro zajištění přenosu smykové síly

$$\phi_\varepsilon = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y},$$

kde (62) [odst. 6.5.1.6, FIB bulletin No.40]

$\varepsilon_f \leq 0,0045$ je poměrné přetvoření FRP,

ε_y je mez kluzu oceli.

D IV.)Postup výpočtu dle ACI440.1R-15

Návrhový přístup ACI440.1R-15 se v kapitole 8 zabývá smykovým namáháním konstrukce. Opět zde uvádí, že návrhový přístup je obdobný jako u ocelových vložek. Zdůrazňuje zde relativně malý tahový modul, nízkou smykovou únosnost FRP a vysokou tahovou pevnost bez meze kluzu.

Pro smykovou únosnost betonu bez smykové výztuže je uveden vztah

$$V_n = \Phi \cdot V_c = \frac{2}{5} \cdot \sqrt{f_c} \cdot b_w \cdot (k \cdot d)$$

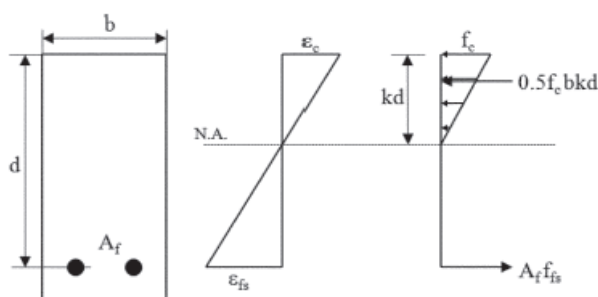
kde (63) [vztah 8.2a, ACI440.1R-15]

$\Phi = 0,75$; je redukční konstanta betonu,

f_c je pevnost betonu v tlaku (dle ACI 318 – 08),

b_w je minimální šířka prvku,

d je účinná výška průřezu.



Obr. 32 Znázornění veličin z [11]

Součinitel tlačené oblasti se vypočte

$$k = \sqrt{2 \cdot \rho_f \cdot n_f + (\rho_f \cdot n_f)^2} - \rho_f \cdot n_f.$$

(64) [vztah 7.3.2.2b, ACI440.1R-15]

Stupeň vyztužení se vypočte

$$\rho_f = \frac{A_f}{b_w \cdot d}.$$

(65) [vztah 7.2.1a, ACI440.1R-15]

Pracovní součinitel se vypočte

$$n_f = \frac{E_f}{E_c}. \quad (66)$$

D V) Postup výpočtu dle CSA S806-12

Návrhový přístup CSA S806-12 se v kapitole 8.4.4 zabývá smykovým namáháním konstrukce. Údaje uvedené v této normě jsou nadřazené doporučení z CAN/CSA-A23.3, kde se například odvolává na návrh tažené výztuže pro oblasti namáhané ohybem. Návrhový přístup je platný pro běžné betony s pasivními vložkami, bez významné normálové síly.

Pokud se v blízkosti podpory nekonzcentruje větší síla než

$$0,30 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d,$$

kde (67) [odst. 8.4.4.2, CSA 806-12]

$\lambda = 1$, pro betony běžných objemových hmotností,

$\Phi_c = 0,65$ pro běžnou výrobu betonu,

f'_c je tlaková pevnost betonu (dle CSA A23.1 – 14/A23.2 – 14),

b_w je minimální šířka posuzované oblasti,

d je účinná výška.

Poté lze oblasti od líce podpory až do vzdálenosti d_v redukovat na hodnotu ve vzdálenosti

$$d_v = \max[0,9 \cdot d; 0,72 \cdot h]$$

kde (68) [kap. 8.1, CSA 806-12]

d je účinná výška,

h je výška prvku.

Ve všech místech konstrukce musí platit

$$V_r \geq V_f$$

kde (69) [odst. 8.4.4.3, CSA 806-12]

V_r je návrhová smyková odolnost,

V_f je hodnota posouvající síly v posuzovaném místě.

Pro betony bez smykové výztuže platí, že únosnost ve smyku je dána

$$V_r = V_c$$

lde (70) [vztah 8-14, CSA 806-12]

V_c je smyková únosnost betonu.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Pro prvky které mají efektivní výšku do 300 mm lze použít následující vztah pro odolnost ve smyku. Pro prvky vyšší než 300 mm je vždy nutné navrhnout smykovou výztuž.

$$V_c = 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot (f_c')^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v.$$

(71) [vztah 8-17, CSA 806-12]

A musí platit následující

$$0,22 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v \geq V_c \geq 0,11 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v.$$

(72) [odst. 8.4.4.5, CSA 806-12]

Redukční součinitel k_m je stanoven

$$k_m = \sqrt{\frac{V_f \cdot d}{M_f}} \leq 1,0,$$

kde

(73) [vztah 8-18, CSA 806-12]

V_f je posouvající síla v oblasti návrhu,

M_f je ohybový moment v oblasti návrhu.

A k_r jako.

$$k_r = 1 + (E_f \cdot \rho_{Fw})^{1/3},$$

kde

(74) [vztah 8-19, CSA 806-12]

E_f je tahový modul podélné FRP výztuže.

Podélný stupeň vyztužení lze uvažovat.

$$\rho_{Fw} = \frac{A_F}{b \cdot d},$$

kde

(75) [kap. 2.3, CSA A23.3]

A_F je plocha podélné FRP výztuže.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Do vzdálenosti $2,5d$ od hrany podpory lze zvýšit únosnost ([12] bez omezení, [15] omezeno pro prvky s $a/d < 2,5$)

$$k_a = \frac{2,5}{\frac{M_f}{V_f \cdot d}},$$

platí

$$2,5 \geq k_a \geq 1,0.$$

(76) [vztah 8-20, CSA 806-12]

Pro prvky s vyšší účinnou výškou než 300 se zavádí redukční vztah

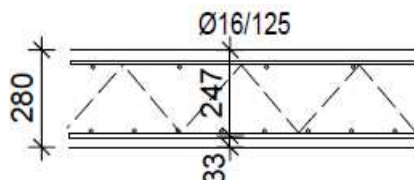
$$k_s = \frac{750}{450 + d} \leq 1,0$$

(77) [vztah 8-21, CSA 806-12]

D VI) Výpočet dle jednotlivých předpisů

Výpočet smykové únosnosti prvků bez smykové výztuže

Náčrt prvku



Materiál

Beton C30/37, (XC2, XD2)

Střední hodnota pevnosti betonu v tlaku:

$$f_{cm} = 38 \text{ MPa}$$

Charakteristická pevnost betonu v tlaku:

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle ACI 318-8:

$$f_c = 30 \text{ MPa}$$

$$f_c = f_{cm} - \frac{f_{cm} - f_{ck}}{\alpha_{EN}} \alpha_{ACI} + 3,44$$

$$f_c = 38 - \frac{38 - 30}{1,64} \cdot 2,33 + 3,44 = 30,1 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle CSA-A23.1-14/A23.2-14

$$f'_c = 30 \text{ MPa}$$

$$f'_c = f_{cm} - \frac{f_{cm} - f_{ck}}{\alpha_{EN}} \alpha_{CSA}$$

$$f'_c = 38 - \frac{38 - 30}{1,64} \cdot 2,4 + 3,5 = 29,8 \text{ MPa}$$

Výztuž GFRP Ø16/125

| | |
|---|---------------------------------|
| Charakteristická pevnost v tahu: | $f_{fk} = 1100 \text{ MPa}$ |
| Střední hodnota pevnosti v tahu: | $f_{f,m} = 1150 \text{ MPa}$ |
| Zaručený tahový modul | $f_{fu}^* = 1059 \text{ MPa}$ |
| Charakteristická pevnost v tahu v čase 1000 h | $f_{fk,1000} = 970 \text{ MPa}$ |
| Modul pružnosti | $E_f = 60 \text{ GPa}$ |
| Redukce tahové pevnosti za log. dekádu | $R_{10} = 13 \%$ |
| Krycí vrstva | $c_{nom} = 25 \text{ mm}$ |
| Účinná výška | $d = 247 \text{ mm}$ |

Tyto materiálové charakteristiky byly převzaty z [8] a [6]

Výztuž B500B Ø16/125

| | |
|----------------------------------|----------------------------|
| Charakteristická pevnost v tahu: | $f_{yk} = 500 \text{ MPa}$ |
| Modul pružnosti | $E_s = 200 \text{ GPa}$ |
| Krycí vrstva | $c_{nom} = 50 \text{ mm}$ |
| Účinná výška | $d = 222 \text{ mm}$ |

Výpočet dle ČSN EN 1992-1-1

Návrhová únosnost ve smyku pro prvky bez smykové výztuže.

$$V_{Rd,c} = \left[C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d$$

$$= \left[0,12 \cdot 1,95 \cdot (100 \cdot 0,0072 \cdot 30)^{\frac{1}{3}} + 0 \right] \cdot 1,0 \cdot 0,222 \cdot 10^3 = \mathbf{144,7 \text{ kN}}$$

(50) [vztah 6.2a, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel smykové únosnosti

$$C_{Rd,c} = \frac{0,18}{\gamma_c} = \frac{0,18}{1,5} = 0,12$$

(51) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel výšky

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} = 1 + \sqrt{\frac{200}{222}} = 1,95 \leq 2,0$$

(52) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel vyztužení

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} = \frac{1608 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 0,222} = 0,0072 \leq 0,02$$

(53) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Napětí od tlakové síly v daném průřezu

$$\sigma_{cp} = \frac{N_{Ed}}{A_c} = \frac{0}{1 \cdot 0,224} = 0 \leq 0,2 \cdot f_{cd}$$

(54) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální návrhová smyková únosnost je omezena dalším vztahem

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d = 518,0 \cdot 1,0 \cdot 0,222 = \mathbf{115,0 \text{ kN}}$$

(55) [vztah 6.2.b, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální smykové napětí

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}} = 0,035 \cdot 1,94^{3/2} \cdot \sqrt{30} \cdot 10^3 = 518,0 \text{ kPa}$$

(57) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Výpočet dle FIB bulletin No.40

Upravený vztah z Eurocode 2 smykové únosnosti pro prvky bez smykové výztuže

$$\begin{aligned}
 V_{ef} &= 0,12 \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{200}{d}}\right) \cdot \left(100 \cdot \frac{A_f}{b_w \cdot d} \cdot \frac{E_f}{E_s} \cdot \phi_\varepsilon \cdot f_{ck}\right)^{\frac{1}{3}} \cdot b_w \cdot d = \\
 &= 0,12 \cdot 1,90 \cdot \left(100 \cdot 0,0065 \cdot \frac{60}{200} \cdot 2,07 \cdot 30\right)^{\frac{1}{3}} \cdot 1,0 \cdot 0,247 \cdot 10^3 = \\
 &= \mathbf{129,3 \text{ kN}}
 \end{aligned}$$

(61) [vztah 6-20, FIB bulletin No.40]

Součinitel výšky

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} = 1 + \sqrt{\frac{200}{247}} = 1,90 \leq 2,0$$

(52) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel výztužení

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} = \frac{1608 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 0,247} = 0,0065 \leq 0,02$$

(53) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

 ϕ_ε je maximální dovolené přetvoření v FRP výztuži

$$\phi_\varepsilon = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y} = \frac{0,0045}{0,002175} = 2,07$$

(62) [odst. 6.5.1.6, FIB bulletin No.40]

 $\varepsilon_f \leq 0,0045$ je poměrné přetvoření FRP

Minimální návrhová smyková únosnost je omezena dalším vztahem

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d = 502,1 \cdot 1,0 \cdot 0,247 = \mathbf{124,0 \text{ kN}}$$

(55) [vztah 6.2.b, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální smykové napětí

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}} = 0,035 \cdot 1,90^{3/2} \cdot \sqrt{30} \cdot 10^3 = 502,1 \text{ kPa}$$

(57) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Výpočet dle ACI440.1R-15

Pro výpočet smykové únosnosti betonu bez smykové výztuže

$$V_n = \Phi \cdot V_c = \frac{2}{5} \cdot \sqrt{f_c} \cdot b_w \cdot (k \cdot d) =$$

$$0,75 \cdot \frac{2}{5} \cdot \sqrt{30} \cdot 1,0 \cdot (0,1424 \cdot 0,247) \cdot 10^3 = \mathbf{57,8 \text{ kN}}$$

(63) [vztah 8.2a, ACI440.1R-15]

Součinitel tlačené oblasti se vypočte.

$$k = \sqrt{2 \cdot \rho_f \cdot n_f + (\rho_f \cdot n_f)^2} - \rho_f \cdot n_f =$$

$$= \sqrt{2 \cdot 0,0065 \cdot 1,818 + (0,0065 \cdot 1,818)^2} - 0,0065 \cdot 1,818 = 0,1424$$

(64) [vztah 7.3.2.2b, ACI440.1R-15]

Stupeň vyztužení.

$$\rho_f = \frac{A_f}{b_w \cdot d} = \frac{1608 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 0,247} = 0,0065$$

(65) [vztah 7.2.1a, ACI440.1R-15]

Pracovní součinitel

$$n_f = \frac{E_f}{E_c} = \frac{60}{33} = 1,818$$

(66)

Výpočet dle CSA S806-12

Pro betony bez smykové výztuže platí, že únosnost ve smyku je dána

$$V_r = V_c = \mathbf{87,1\ kN}$$

(69) [vztah 8-14, CSA 806-12]

$$V_{c,min} = 0,11 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d_v = 0,11 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 1,0 \cdot 0,222 \cdot 10^3 = \mathbf{87,1\ kN}$$

$$V_{c,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d_v = 0,22 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 1,0 \cdot 0,222 \cdot 10^3 = 174,1\ kN$$

(72) [odst. 8.4.4.5, CSA 806-12]

Smyková odolnost

$$\begin{aligned} V_c &= 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot (f'_c)^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v = \\ &= 0,05 \cdot 1,0 \cdot 0,65 \cdot 0,97 \cdot 1,73 \cdot (30)^{1/3} \cdot 1,0 \cdot 0,222 \cdot 10^3 = \mathbf{37,6\ kN} \end{aligned}$$

(71) [vztah 8-17, CSA 806-12]

Efektivní smyková výška

$$d_v = \max[0,9 \cdot d; 0,72 \cdot h]$$

$$d_v = \max[0,9 \cdot 0,247; 0,72 \cdot 0,28] = 0,222$$

(68) [kap. 8.1, CSA 806-12]

Redukční součinitel k_m

$$k_m = \sqrt{\frac{V_f \cdot d}{M_f}} = \sqrt{\frac{33\,800 \cdot 0,247}{8\,800}} = 0,97 \leq 1,0$$

(73) [vztah 8-18, CSA 806-12]

Součinitel k_r

$$k_r = 1 + (E_f \cdot \rho_{Fw})^{1/3} = 1 + (60 \cdot 0,0065)^{1/3} = 1,73$$

(74) [vztah 8-19, CSA 806-12]

Podélný stupeň vyztužení lze uvažovat

$$\rho_{Fw} = \frac{A_F}{b \cdot d} = \frac{1608 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 0,247} = 0,0065$$

(75) [kap. 2.3, CSA A23.3]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Do vzdálenosti 2,5d lze zvýšit únosnost.

Vzdálenost d

$$k_a = \frac{2,5}{\frac{M_f}{V_f \cdot d}} = \frac{2,5}{\frac{8\,800}{33\,800 \cdot 0,247}} = 2,37$$

(76) [vztah 8-20, CSA 806-12]

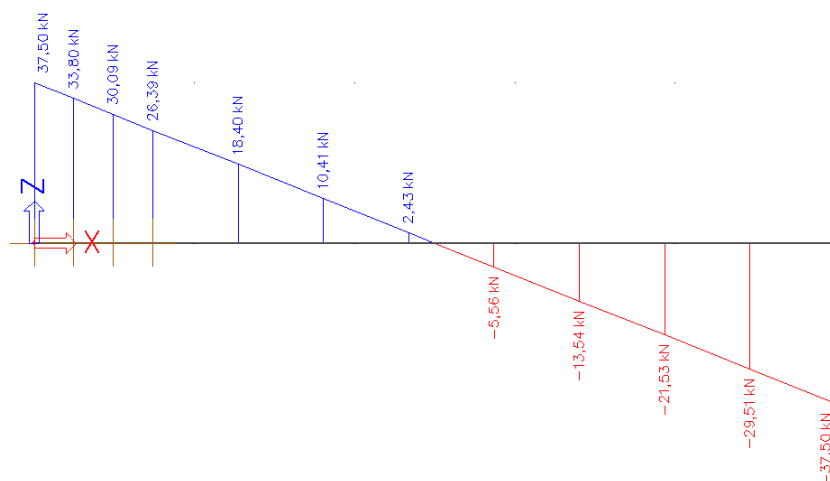
Smyková odolnost pro vzdálenost d

$$V_c = 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot k_a \cdot (f_c')^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v =$$
$$= 0,05 \cdot 1,0 \cdot 0,65 \cdot 0,97 \cdot 1,73 \cdot 2,37 \cdot (30)^{1/3} \cdot 1,0 \cdot 0,222 \cdot 10^3 = \mathbf{89,2\,kN}$$

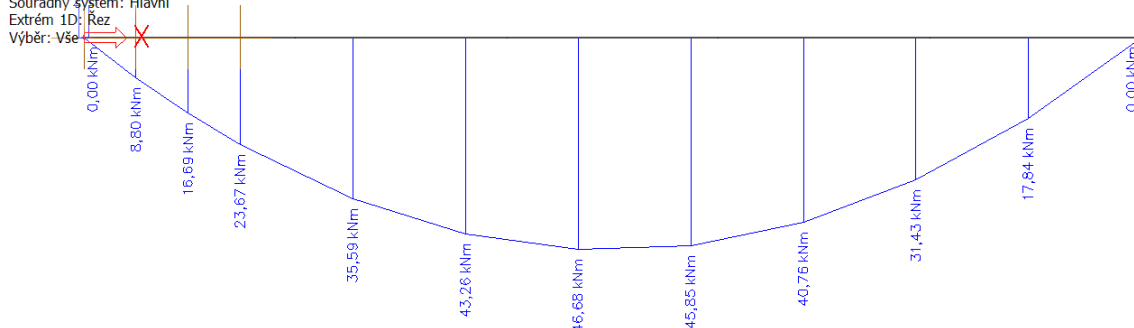
(71) [vztah 8-17, CSA 806-12]

(Uvažované vnitřní síly při návrhu CSA S806-12, l=5m, zatížení 15kN/m)

1D vnitřní síly
Hodnoty: V_z
Lineární výpočet
Zatěžovací stav: ZS1
Souřadný systém: Hlavní
Extrém 1D: Rez
Výběr: Vše



1D vnitřní síly
Hodnoty: M_y
Lineární výpočet
Zatěžovací stav: ZS1
Souřadný systém: Hlavní
Extrém 1D: Rez
Výběr: Vše

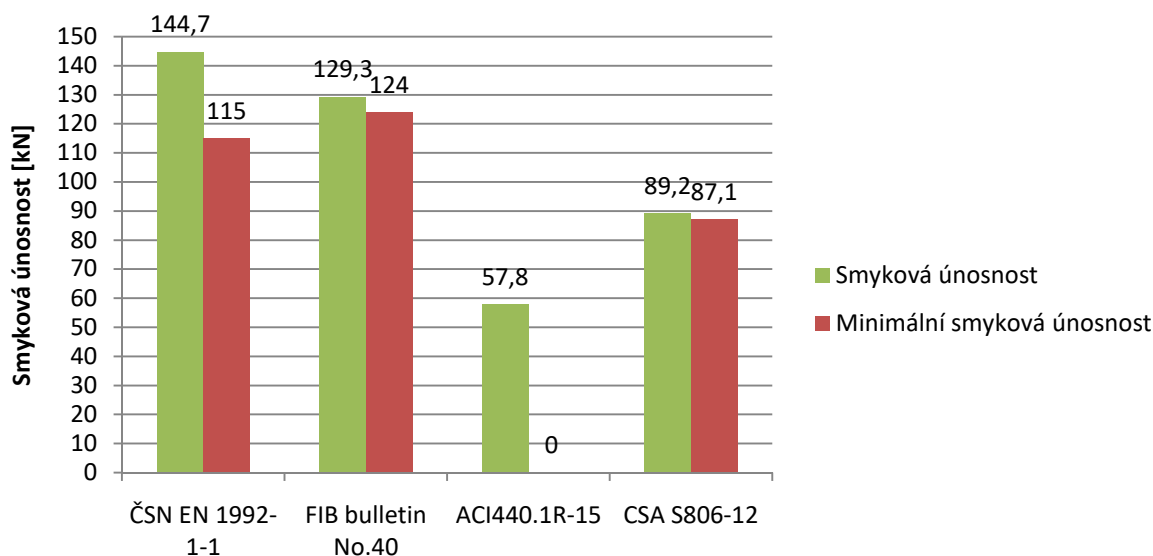


Porovnání vypočtených smykových únosností

Tab. 8 srovnání smykových únosností

| Přístup | Únosnost [kN] | Min. únosnost [kN] |
|--------------------|---------------------|--------------------|
| ČSN EN 1992-1-1 | 144,7 | 115,0 |
| FIB bulletin No.40 | 129,3 | 124,0 |
| ACI440.1R-15 | 57,8 | nezavedena |
| CSA S806-12 | 89,2 (vzdálenost d) | 87,1 |

Porovnání smykové únosnosti



Z tabulky 8 je patrné, že při pouhé záměně ploch ocelové výztuže za FRP výztuž dochází k poklesu smykové únosnosti. K tomuto jevu dochází i při vyšším krytí ocelové výztuže a tím menší účinné výšce průřezu, která je rozhodující u smykové únosnosti.

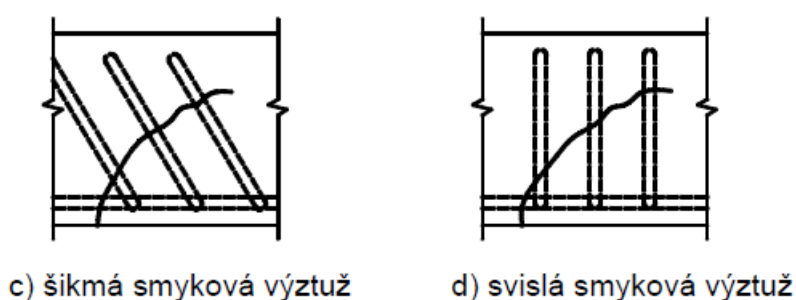
Nejvyšší smyková únosnost byla stanovena u prvku vypočteného dle FIB bulletin No.40 a nejnižší u prvku dle ACI440.1R-15. Nutno poznamenat, že v americké normě nebyla zavedena minimální smyková únosnost jako ve zbylých předpisech. Předpisy mezi sebou nejsou plně porovnatelné, neboť mají rozdílné součinitele bezpečnosti na straně zatížení i materiálu, a je tedy dosaženo odlišných hodnot bezpečnosti návrhu.

E) Prvky se smykovou výztuží

E I.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost

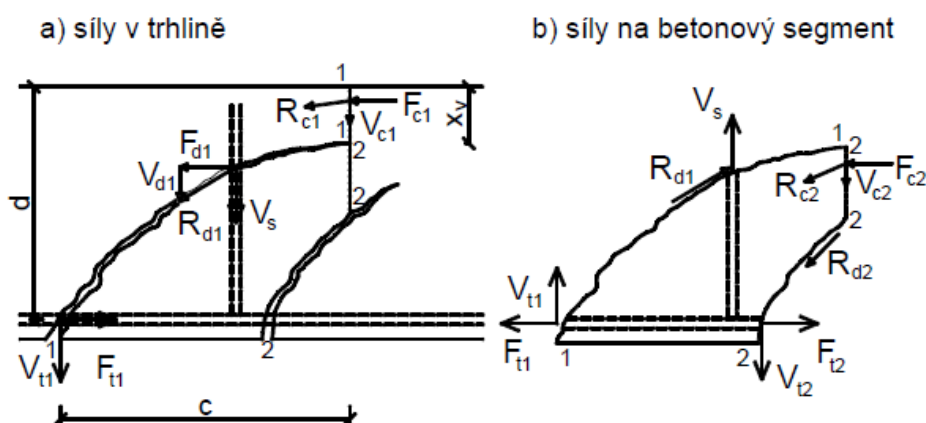
Informace v této kapitole čerpány z [5], [10] a ([22]).

V případech, kdy smyková únosnost prvku bez smykové výztuže je menší než hodnota posouvající síly, se přistoupí na návrh smykové výztuže. Tato smyková výztuž zajišťuje celistvost průřezu a propojení jednotlivých tlakových diagonál pod trhlinou a nad trhlinou. Tato výztuž je aktivována při vzniku trhlin a svým působením na prvek omezuje další rozvoj smykových trhlin.



Obr. 33 Možné polohy třmínků [5]

Smyková výztuž může být navržena jako šikmá nebo vodorovná. Šikmá smyková výztuž je z hlediska chování nosníku a rozvoji trhliny účinnější než svislá, která je ovšem mnohdy lehčí z konstrukčního hlediska. Dříve se navrhovaly v oblasti podpor ohyby podélné tahové výztuže pro zvýšení smykové únosnosti.



Obr. 34 Působící síly ve smykové trhlině a mezi nimi [5]

Výsledné síly ve svislém směru lze zapsat

$$V_{cs} = V_c + V_s \quad (76)$$

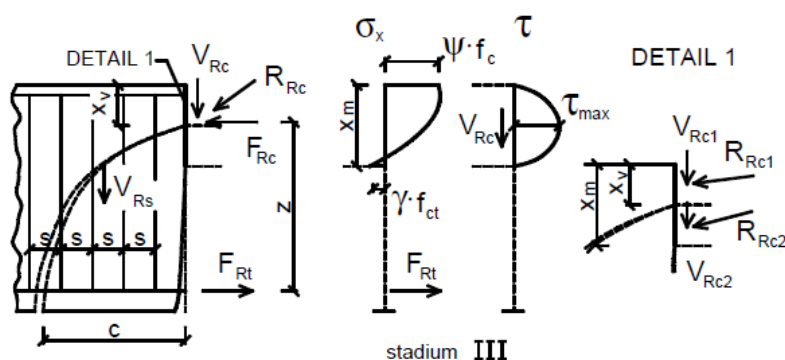
Kde potřebnou sílu, kterou musí třmínky přenést definovat jako

$$V_S = V_{Ed} - V_c, \quad \text{kde} \quad (77)$$

V_E je návrhová síla od zatížení

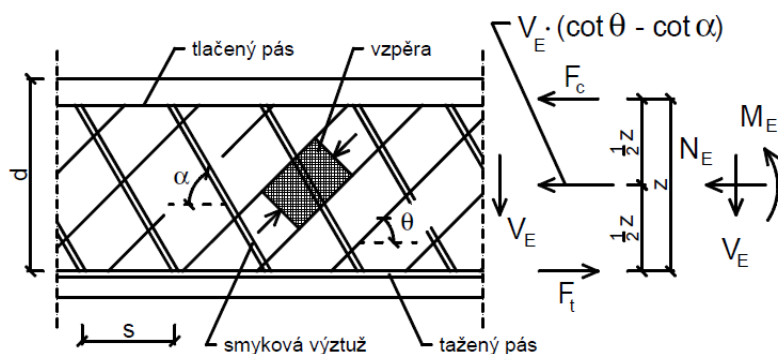
V_c je smyková únosnost betonu

Stejně jako v případě prvku bez smykové výztuže i zde dochází při zvyšujícím se zatížení k nárůstu přetvoření výztuže a tím k rozevření trhlin. Tímto opět hmoždíkový účinek výztuže a podélné zaklínění zrn snižuje svůj podíl na celkové únosnosti. Dominantními vlivy na celkovou únosnost je tedy výška a kvalita tlačeného betonu, množství smykové a tahové výztuže, tvarové řešení prvku a místa oslabení průřezu.



Obr. 35 Porušení smykem za ohybu [5]

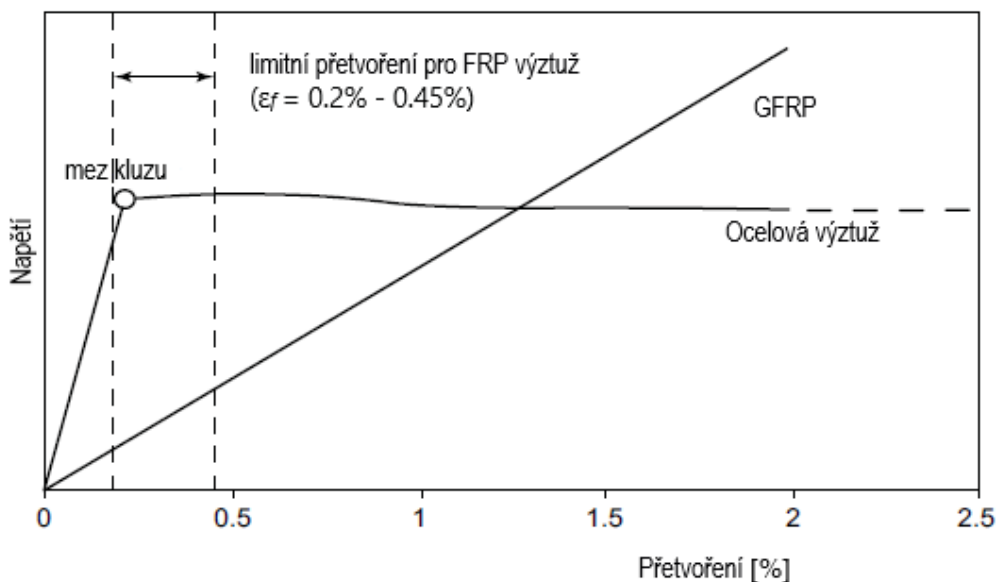
Množství smykové výztuže ovlivňuje sklon smykové trhliny, kde při vyšším podílu smykové výztuže jsou tyto trhliny svislejší. Porušení může nastat obecně třemi způsoby, vyčerpáním tahové pevnosti výztuže a následným drcením tlačeného betonu na konci smykové trhliny nebo překročením tlakové pevnosti betonového segmentu mezi trhlínami nebo porušením soudržnosti mezi výztuží a betonem. Pro únosnost betonových prvků s tahovou výztuží lze použít příhradovou analogii, kde třmínky představují táhla spojující jednotlivé tlačené betonové vzpěry s taženým dolním pásem, který představuje podélná tahová výztuž a tlačeným horním pásem, který představuje tlačený beton.



Obr. 36 Příhradová analogie [5]

E II.) Vlivy ovlivňující smykovou únosnost u FRP

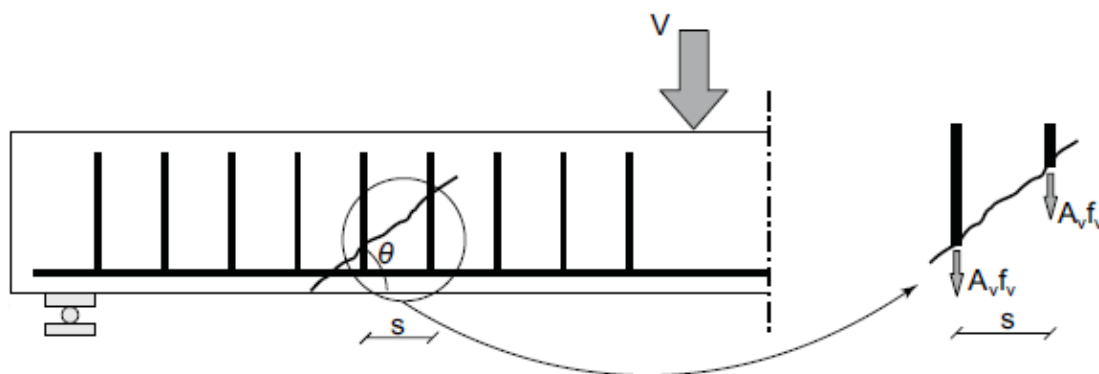
Informace v této kapitole čerpány z [9], [11] a ([22]).



Obr. 37 Limitní přetvoření FRP výztuže z [9]

Z obrázku 37 je patrné, že množství výztuže je závislé na maximálním dovoleném přetvoření. Mezní hodnoty použité při prvotních návrzích byly založeny na přetvoření, které odpovídá mezi kluzu oceli ca. 0,2 %. Na základě experimentu byly navrženy vyšší hodnoty dovoleného přetvoření, které zajišťují potřebné spolupůsobení prvku a lépe vystihují chování FRP výztuže na hodnotu 0,4-0,5%.

Tak jako u oceli i u FRP výztuže jsou nejběžnější svislé třmínky, které přenášejí tahové síly skrz smykové trhliny. Navrhují se v případě překročení smykové kapacity betonu. Aby nedocházelo k náhlému selhání konstrukce vyztužené FRP, je zavedena minimální plocha, která zabraňuje náhlému přetržení výztuže při vzniku trhliny.



Obr. 37 Příspěvek smykové výztuže [9]



Obr. 38 Působící síly v ohybu prutu z [9]

Zvýšenou pozornost vyžaduje řešení jednotlivých ohybů FRP výztuže. Dochází zde ke kombinaci smykového a normálového napětí. V místech ohybu je výztuž náchylnější k přetržení (kap. G.III)). Z tohoto důvodu se přistupuje k redukci únosnosti v místech ohybu. Redukce závisí především na poloměru ohybu prutu a jeho průměru, typu kompozitu a způsobu ukotvení. Tahová pevnost za ohybem se podle zkoušek ACI440.3R-04, metody B.5 nachází přibližně v úrovni 40 % tahové pevnosti z jednoosého namáhání.

JSCE 1997 uvádí vztah (54), ze kterého můžeme vypočítat dovolené namáhání prutu v ohybu, tyto limity byly převzaty i do předpisů ACI440.1R-15, CSA S806-12 i FIB bulletin No.40. Redukční vztah lze zapsat

$$f_{fb} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3 \right) \cdot f_{fu} \leq f_{fu}$$

kde (78) [vztah 6-1, FIB bulletin No.40]

r_b je poloměr ohybu výztuže,

d_b je průměr výztuže,

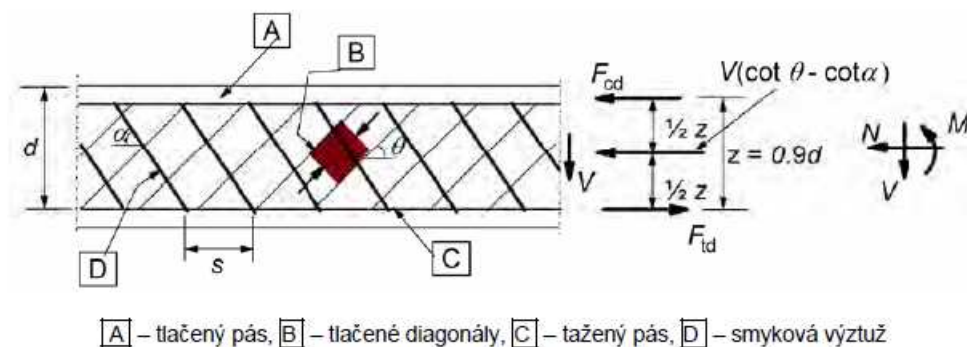
f_{fu} je návrhová tahová pevnost.

Selhání prvku vyztuženého FRP výztuží vždy předchází vytváření trhlin, které kopírují hlavní osu napětí daného elementu. Vznik trhlin mění vnitřní chování prvku, které vede ke vzniku nových trhlin nebo ke zvětšování stávajících trhlin. K tomuto jevu může dojít i při zvyšování zatížení na prvek. Dalším smykovým selháním může být náhlé tahové přetržení smykové výztuže s následným smykovým drcením tlakových vzpěr betonu. Smykové selhání betonové struktury je mechanismus závislý pouze na vlastnostech betonu a postup výpočtu je tedy stejný jako v případě klasického železobetonu.

E III.) Postup výpočtu dle ČSN EN 1992-1-1

Návrhový přístup ČSN EN 1992-1-1 vychází z modelu náhradní příhradoviny. Mezní hodnoty norma uvádí pouze pro sklon tlakových diagonál betonu. Při návrhu třmínku se u prutových prvků s únosností betonu nepočítá, tedy celou posouvající sílu přenáší pouze smyková výztuž. Pro ohýbané prvky bez působení významných normálových sil je doporučený sklon.

$$1 \leq \cot \theta \leq 1,75$$



Obr. 39 Model náhradní příhradoviny[10]

α je úhel mezi smykovou výztuží a osou nosníku

θ je úhel mezi tlakovou diagonálou a osou nosníku

F_{cd} je síla v tlačném betonu

F_{td} je síla v tahové výztuži

z je rameno vnitřních sil, běžně uvažováno $0,9 \cdot d$

Smyková výztuž je vyžadována všude, kde není splněno

$$V_{Ed} \leq V_{Rd,c},$$

kde (79) [odst. 6.2.1 (5), ČSN EN 1992-1-1]

V_{Ed} je návrhová hodnota posouvající síly,

$V_{Rd,c}$ je smyková únosnost betonu.

A musí být splněno

$$V_{Ed} \leq V_{Rd},$$

kde (80) [odst. 6.2.1 (5), ČSN EN 1992-1-1]

V_{Rd} je smyková únosnost výztuže.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Omezená únosnost tlakové diagonály betonu

$$V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot \theta + \cot \alpha}{1 + \cot^2 \theta},$$

kde (81) [vztah 6.14, ČSN EN 1992-1-1]

α_{cw} je 1,0 pro nepředpjaté prvky,
 b_w je nejmenší šířka průřezu v tažené oblasti,
 v_1 je redukční součinitel betonu,
 f_{cd} je návrhová pevnost betonu v tlaku.

Redukční součinitel pevnosti betonu

$$v_1 = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{f_{ck}}{250} \right],$$

kde (82) [vztah 6.6N, ČSN EN 1992-1-1]

f_{ck} je charakteristická pevnost betonu v MPa.

Únosnost tažené diagonály

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw}}{s} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot (\cot \theta + \cot \alpha) \cdot \sin \alpha,$$

kde (83) [vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

A_{sw} je plocha smykové výztuže,
 f_{ywd} je návrhová mez kluzu smykové výztuže,
 s je osová vzdálenost třmíneků,
 z je rameno vnitřních sil, běžně $z = 0,9 \cdot d$.

Pro úhel $\cot \theta = 1$ je dána maximální plocha smykové výztuže

$$\frac{A_{sw,max} \cdot f_{ywd}}{b_w \cdot s} \leq \frac{1}{2} \cdot \alpha_{cw} \cdot v_1 \cdot f_{cd},$$

(84) [vztah 6.12, ČSN EN 1992-1-1]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Stupeň smykového vyztužení je dán vztahem

$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha},$$

kde (85) [vztah 9.4, ČSN EN 1992-1-1]

A_{sw} je plocha smykové výztuže,

α je úhel mezi smykovou a podélnou výztuží,

s je osová vzdálenost třmínků.

Minimální stupeň smykového vyztužení pro smykovou výztuž

$$\rho_{w,min} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}},$$

kde (86) [vztah 9.5N, ČSN EN 1992-1-1]

f_{ck} je charakteristická pevnost betonu,

f_{yk} je charakteristická pevnost oceli.

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s_{l,max} = 0,75 \cdot d \cdot (1 + \cos \alpha) \leq 400 \text{ mm}.$$

(87) [vztah 9.6N, ČSN EN 1992-1-1]

Maximální příčná vzdálenost větví třmínku

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot d \leq 600 \text{ mm}.$$

(88) [vztah 9.8N, ČSN EN 1992-1-1]

U prvků namáhaných převážně rovnoměrným zatížením lze redukovat návrhovou posouvající sílu do vzdálenosti d . Smyková výztuž má pokračovat až k podpoře. Dále musí platit, že neredukovaná posouvající síla splňuje

$$V_{Ed} \leq V_{Rd,max}.$$

E IV.)Postup výpočtu dle FIB bulletin No.40

Přístup FIB bulletin No.40 v kapitole „Shear Modes of Failure in FRP RC elements“ připouští, že smykové selhání betonové vzpěry je závislé pouze na mechanických vlastnostech betonu a doporučuje stejný návrh jako v případě železobetonu. Tedy v souladu s EC2 a obrázkem 37. Uvedené vztahy jsou pro svislé třmínky a doporučený úhel $\cot\theta = 1$.

Smyková výztuž je vyžadována všude, kde není splněno

$$V_{Ed} \leq V_{Rd,c}.$$

(89) [odst. 6.2.1 (5), ČSN EN 1992-1-1]

A musí být splněno

$$V_{Ed} \leq V_{Rd}.$$

(90) [odst. 6.2.1 (5), ČSN EN 1992-1-1]

Omezená únosnost tlakové diagonály betonu

$$V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot\theta}{1 + \cot^2\theta}.$$

(91) [vztah 6.14, ČSN EN 1992-1-1]

Redukční součinitel pevnosti betonu

$$v_1 = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{f_{ck}}{250} \right].$$

(92) [vztah 6.6N, ČSN EN 1992-1-1]

Únosnost tažené diagonály

$$V_{Rd,f} = \frac{A_{fw}}{s} \cdot z \cdot \frac{f_{fw}}{\gamma_F} \cdot \cot\theta,$$

kde (93) [modifikovaný vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

$$\gamma_F = 1,25.$$

Tahová pevnost třmínků je z důvodu ohybu a absence mezí kluzu omezena, menší z

$$f_{fw} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3 \right) \cdot f_{fw} \leq f_{fw},$$

(94) [vztah 6-1, FIB bulletin No.40]

$$f_{fw} = 0,0045 \cdot E_f.$$

(95) [ods. 6.2.1, FIB bulletin No.40]

Pro úhel $\cot \theta = 1$ je dána maximální plocha smykové výztuže

$$\frac{A_{fw,max} \cdot f_{fw}}{b_w \cdot s} \leq \frac{1}{2} \cdot \alpha_{cw} \cdot v_1 \cdot f_{cd}.$$

(96) [vztah 6.12, ČSN EN 1992-1-1]

Stupeň smykového vyztužení je dán vztahem

$$\rho_w = \frac{A_f}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha}.$$

(97) [vztah 9.4, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální stupeň smykového vyztužení pro smykovou výztuž

$$\rho_{w,min} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}}}{0,0045 \cdot E_f}.$$

(98) [tab. 6.1, FIB bulletin No.40]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s_{l,max} = 0,45 \cdot d \leq 300 \text{ mm}.$$

(99) [tab. 6.1, FIB bulletin No.40]

Maximální příčná vzdálenost větví třmínku

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot d \leq 600 \text{ mm}.$$

(100) [vztah 9.8N, ČSN EN 1992-1-1]

U prvků namáhaných převážně rovnoměrným zatížením lze redukovat návrhovou posouvající sílu do vzdálenosti d . Smyková výztuž má pokračovat až k podpoře. Dále musí platit, že neredukovaná posouvající síla splňuje

$$V_{Ed} \leq V_{Rd,max}$$

E IV.)Postup výpočtu dle ACI440.1R-15

Návrh dle ACI440 1R-15 je pro FRP výztuž podobný návrhu ocelové výztuže. Pouze upozorňuje na relativně nízký modul pružnosti, nízkou odolnost ve střihu, vysokou tahovou pevnost bez meze kluzu a redukci pevnosti v ohybech výztuže.

Smyková výztuž je vyžadována všude, kde není splněno

$$V_u \leq \Phi \cdot V_c$$

kde (101) [odst. 8.1.1, ACI440.1R-15]

V_u je návrhová hodnota posouvající síly,

V_c je smyková únosnost betonu,

$\Phi = 0,75$; je redukční konstanta smykové únosnosti.

A musí být splněno

$$V_u \leq V_n,$$

kde (102) [odst. 8.1.1, ACI440.1R-15]

V_n je smyková únosnost prvku.

Smyková únosnost je daná

$$V_n = \Phi \cdot (V_c + V_f).$$

(103) [odst. 8.1.1, ACI440.1R-15]

Smykovou únosnost svislých třmínků lze vypočít

$$V_f = \frac{A_{fv} \cdot f_{fv} \cdot d}{s},$$

kde (104) [vztah 8.2c, ACI440.1R-15]

A_{fv} je plocha smykové výztuže

f_{fv} je dovolené napětí ve smykové výztuži

Návrhová tahová pevnost třmínků je omezena menší hodnotou

$$f_{fv} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3\right) \cdot f_{fb} \leq f_{fb},$$

(105) [vztah 6.2.1, ACI440.1R-15]

$$f_{fv} = 0,004 \cdot E_f \leq f_{fb},$$

kde (106) [vztah 8.2d, ACI440.1R-15]

f_{fb} je návrhová pevnost FRP.

Požadovaná plocha pro svislé třmínky

$$\frac{A_{fv}}{s} = \frac{(V_u - \phi \cdot V_c)}{\phi \cdot f_{fv} \cdot d}.$$

(107) [vztah 8.2e, ACI440.1R-15]

Smykovou únosnost šikmých třmínků lze vypočít

$$V_f = \frac{A_{fv} \cdot f_{fv} \cdot d}{s} \cdot (\sin \theta + \cos \theta),$$

kde (108) [vztah 8.2f, ACI440.1R-15]

θ je sklon třmínků od podélné osy nosníku.

Minimální množství výztuže má být navrženo, pokud není splněno

$$V_u \leq \frac{\phi \cdot V_c}{2}.$$

(109) [odst. 8.2.2, ACI440.1R-15]

Minimální plocha smykové výztuže

$$A_{fv,min} = 0,35 \cdot \frac{b_w \cdot s}{f_{fv}},$$

kde (110) [odst. 8.2.2, ACI440.1R-15]

b_w je šířka průřezu v [mm],

s je podélná vzdálenost třmínků v [mm],

f_{fv} je tahová pevnost v [MPa].

Maximální únosnost je omezena vztahem

$$V_{n,max} = \phi \cdot 0,66 \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d.$$

(111) [odst. 8.2.3, ACI440.1R-15]

$$s_{max} = [600 \text{ mm}; d/2].$$

(112) [odst. 8.3, ACI440.1R-15]

Minimální poloměr ohybu

$$\frac{r_d}{d_b} \geq 3,$$

kde

(113) [odst. 8.3, ACI440.1R-15]

*r_d je poloměr ohybu,**d_b je průměr výztuže.*

Doporučená délka za ohybem výztuže u třmínků z důvodu eliminace prokluzu.



Obr. 40 Doporučená volná délka za ohybem výztuže [10]

$$l_{thf} \geq 12 \cdot d_b,$$

kde

(114) [odst. 8.3, ACI440.1R-15]

d_b je průměr výztuže v[mm].

U prvků namáhaných převážně rovnoměrným zatížením lze redukovat návrhovou posouvající sílu do vzdálenosti *d*. Smyková výztuž má pokračovat až k podpoře. Dále musí platit, že neredukovaná posouvající síla splňuje

$$V_u \leq V_{n,max}$$

E V) Postup výpočtu dle CSA S806-12

Návrhový přístup CSA 806-12 se v kapitole 8.4.4 zabývá smykovým namáháním konstrukce. Údaje uvedené v této normě jsou nadřazené doporučení z CAN/CSA-A23.3. Návrhový přístup je platný pro běžné betony s pasivními vložkami, bez významné normálové síly.

Smyková výztuž je vyžadována všude, kde není splněno

$$V_f \leq V_c,$$

kde (115) [odst. 8.4.5.1, CSA 806-12]

V_f je návrhová hodnota posouvající síly.

Ve všech místech konstrukce musí platit

$$V_r \geq V_f,$$

(116) [odst. 8.4.4.3, CSA 806-12]

V_r návrhová smyková odolnost.

Pro betony s FRP třmínky platí

$$V_r = V_c + V_{sF},$$

kde (117) [vztah 8-14, CSA 806-12]

V_c je smyková únosnost betonu,

V_{sF} je smyková únosnost třmínků.

Maximální únosnost je omezena

$$V_{r,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot f'_c \cdot b_w \cdot d_v.$$

(118) [vztah 8-16, CSA 806-12]

Smykovou únosnost svislých FRP třmínků lze vypočítat

$$V_{sF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta$$

kde (119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

A_{Fv} je plocha třmínku,

$\Phi_F = 0,75$; pro nepředepnuté betony.

Omezené tahové napětí v třmínku lze uvažovat

$$f_{Fu} = \min[0,005 \cdot E_f; 0,4 \cdot f_{Fu}; 1200 \text{ MPa}].$$

(120) [odst. 8.4.4.9, CSA 806-12]

Úhel tlačené diagonály pro prvotní návrh

$$\theta \approx 42^\circ$$

(121) [vztah 8-24, CSA 806-12]

přesněji

$$\theta = 30^\circ + 7000 \cdot \varepsilon_l.$$

(122) [odst. 8-24, CSA 806-12]

Kde se průměrné přetvoření podélné výztuže uprostřed sekce vypočte

$$\varepsilon_l = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2 \cdot E_f \cdot A_F} \geq 0$$

(123) [vztah 8-25, CSA 806-12]

M_f je ohybový moment (absolutní hodnota) v místě návrhu

V_f je posouvající síla (absolutní hodnota) v místě návrhu

A_F je plocha podélné výztuže

Musí být splněno:

a) Moment nemá být uvažován menší než $M_f \geq V_f \cdot d_f$

b) Hodnota má být kladná. $\varepsilon_l \geq 0$.

c) Pro řezy blíže než d_v může být použita hodnota z této vzdálenosti od podpory.

d) Úhel má být uvažován z rozmezí $30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Minimální plocha smykové výztuže se má navrhnout kde není splněna.

$$0,5 \cdot V_c \geq V_f$$

(124) [odst. 8.4.5.1, CSA 806-12]

Neplatí pro - desky,

- trámové desky, pokud výška trámu nepřesáhne polovinu zatěžovací šířky
nebo 600 mm

- nosníky nepřevyšující 250 mm.

Minimální plocha smykové výztuže

$$A_{Fv} = 0,07 \cdot \sqrt{f'_c} \cdot \frac{b_w \cdot s}{0,4 \cdot f_{Fu}}$$

(125) [vztah 8.28, CSA 806-12]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s = 0,6 \cdot d_v \cdot \cot \theta \leq 400 \text{ mm}$$

(126) [odst. 8.4.6.1, CSA 806-12]

Platí-li:

$$V_f \geq 0,11 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot f'_c \cdot b_w \cdot d_v$$

(127) [odst. 8.4.6.2, CSA 806-12]

Poté se redukuje hodnoty z (126) na polovinu.

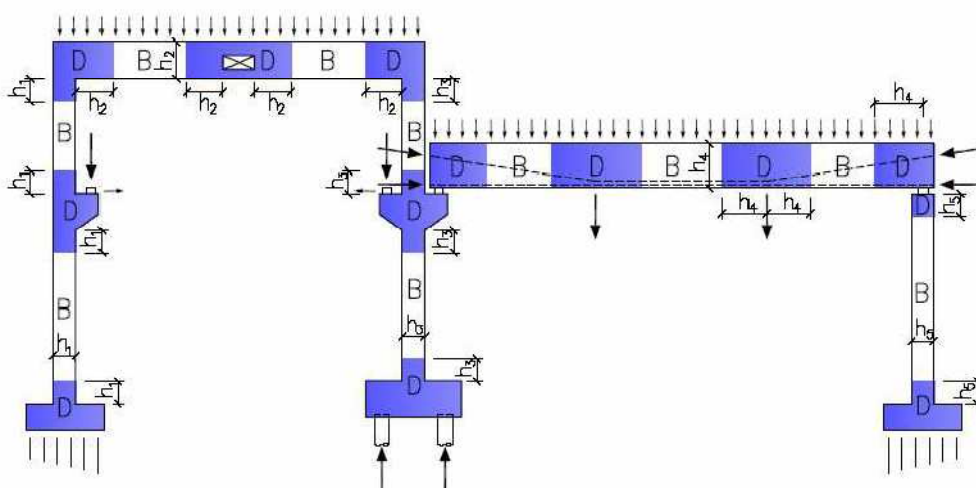
Minimální poloměr ohybu

$$\frac{r_d}{d_b} \geq 3$$

(128) [odst. 9.5, CSA 806-12]

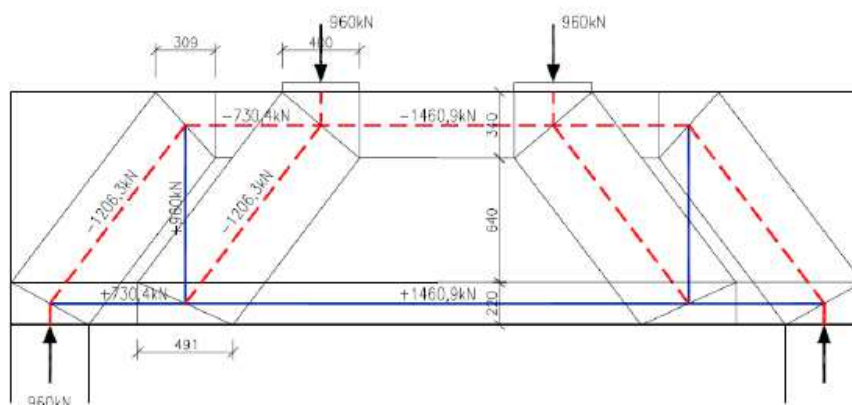
E VI) Příhradová analogie dle CSA S806-12

Předpis CSA S806-12 dovoluje v kapitole „8.5 Strut-and-tie model“, tedy příhradovou analogii, vyšetření nespojitých míst na konstrukci. Zejména v blízkosti podpor, okolí soustředěného zatížení, ve stycích prvků a mnoha dalších, viz obrázek poruchových oblastí.



Obr. 41 Poruchové oblasti z [13]

Rozklad sil v příhradové analogii je následující - tlaková napětí přenáší beton pomocí tlačných vzpěr vedoucích k podpoře a táhel, které přenáší výztuž a spojuje jednotlivé tlakové diagonály. Rovnoměrné zatížení lze soustředit do uzlů. Tato idealizace vždy musí respektovat trajektorie hlavních napětí a pro návrh je tedy dobré využít pružné řešení daného prvku. Napětí ve vzpěrách, táhlech a uzlech je pak předpisem upraveno s ohledem na vznik trhlin v betonu, příčné tahy, drcení nebo přetržení tažené výztuže.



Obr. 42 Možná idealizace nosníku (tlak-červená, tah-modrá) [13]

Problematikou příhradové analogie se detailněji zabývá [13], [12].

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Omezení síly v betonové vzpěře

$$F_{c,s} = \Phi_c \cdot f_{cu} \cdot A_{CS},$$

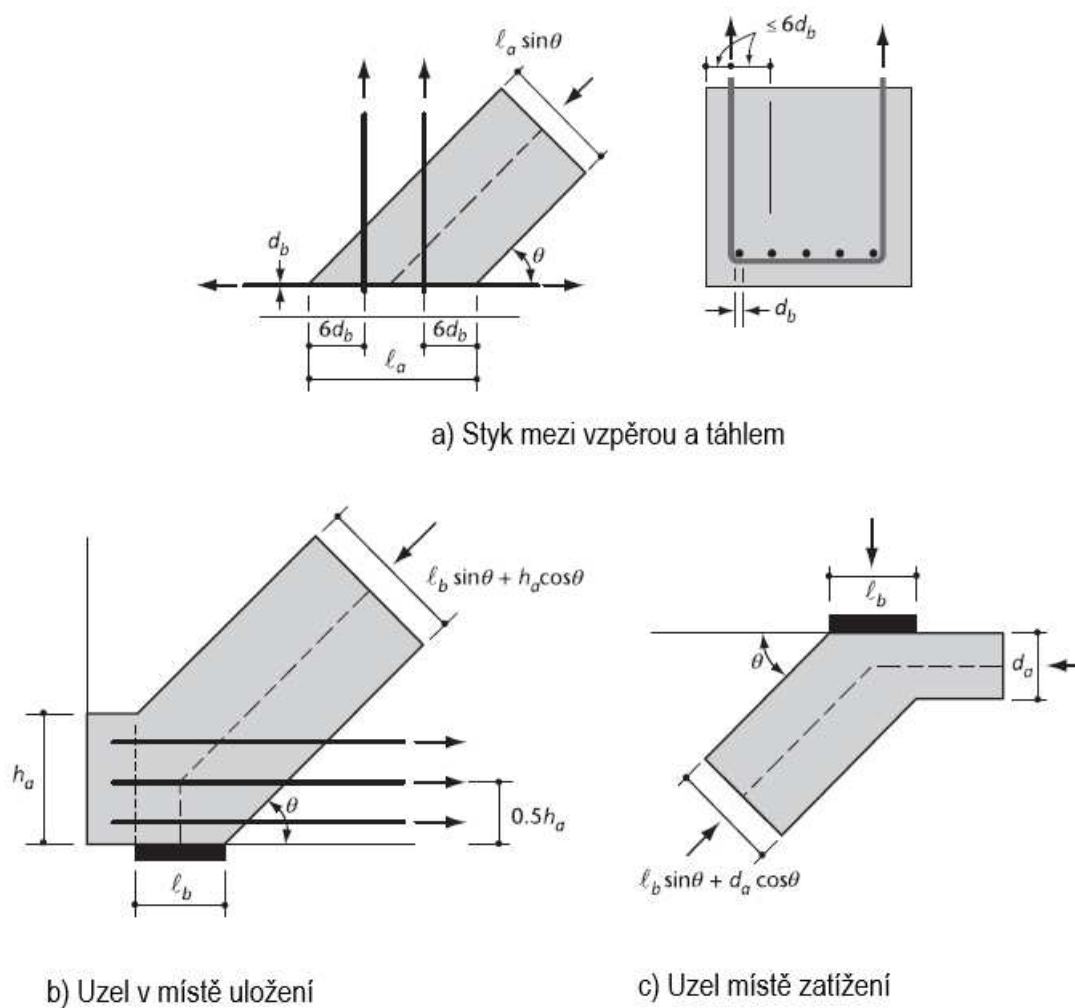
kde (129) [odst. 8.5.2.1, CSA 806-12]

$\Phi_c = 0,65$ pro běžnou výrobu betonu,

f_{cu} je maximální tlakové napětí v betonu,

A_{CS} je průřezová plocha vzpěry.

Průřezovou plochu vzpěry lze určit z následujících obrázků



Obr. 43 Idealizace rozměru uzlů, vzpěr a táhel [12]

d_b je průměr prutu,

ℓ_b je roznášecí šířka, šířka roznášecí desky,

θ je úhel odklonu vzpěr a táhel od vodorovné polohy.

Maximální tlakové napětí ve vzpěře je omezeno

$$f_{cu} = \frac{f'_c}{0,8 + 170 \cdot \varepsilon_1} \leq 0,85 \cdot f'_c,$$

(130) [vztah 8-37, CSA 806-12]

kde

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_F + (\varepsilon_F + 0,002) \cdot \cot^2 \theta_S,$$

kde (131) [vztah 8-38, CSA 806-12]

θ_S je nejmenší úhel mezi vzpěrou a táhlem,

ε_F je největší tahové přetvoření výztuže v uzlu s úhlem θ_S .

Jestli-že se přetvoření mění při průchodu uzlem, může se uvažovat hodnota v osovém průniku mezi vzpěrou a táhlem.

Omezení maximální tahové síly ve výztuži

$$F_{F,t} = 0,65 \cdot \Phi_F \cdot A_{FT} \cdot f_{Fu},$$

kde (132) [odst. 8.5.3.1, CSA 806-12]

$\Phi_F = 0,75$; pro nepředepnuté betony,

A_{FT} je plocha tahové výztuž,

f_{Fu} je tahové napětí ve výztuži.

Omezení maximální tahové síly ve výztuži z hlediska bezpečného zakotvení prutu

$$F_{F,t} = 0,65 \cdot \Phi_F \cdot A_{FT} \cdot f_{Fu} \cdot \frac{x}{l_d},$$

kde (133) [odst. 8.5.3.2, CSA 806-12]

x je délka zakotvení od hrany uzlu,

l_d je vyžadovaná délka kotvení.

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Maximální tlakové napětí v uzlu, který je namáhán pouze tlakem

$$F_{c,n1} = 0,85 \cdot \Phi_c \cdot f'_c.$$

(134) [odst. 8.5.4.1a, CSA 806-12]

Maximální tlakové napětí v uzlu, který je namáhán tahem v jednom směru

$$F_{c,n2} = 0,75 \cdot \Phi_c \cdot f'_c.$$

(135) [odst. 8.5.4.1b, CSA 806-12]

Maximální tlakové napětí v uzlu, který je namáhán tahem ve více směrech

$$F_{c,n3} = 0,65 \cdot \Phi_c \cdot f'_c.$$

(136) [odst. 8.5.4.1c, CSA 806-12]

Minimální stupeň vyztužení pro jakýkoliv směr.

Pro GFRP

$$\rho_{min} = 0,004$$

(137) [odst. 8.5.5, CSA 806-12]

Maximální vzdálenost mezi výztuží 200 mm.

Pro CFRP

$$\rho_{min} = 0,003$$

(138) [odst. 8.5.5, CSA 806-12]

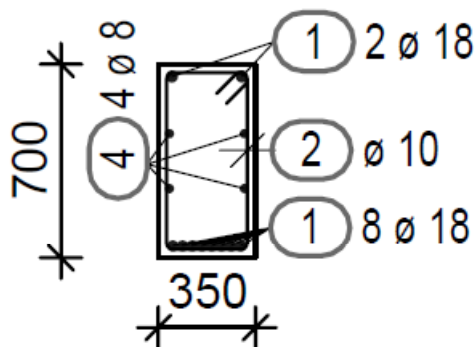
Maximální vzdálenost mezi výztuží 300 mm.

Neplatí pro desky.

E VII) Návrh dle jednotlivých předpisů

Výpočet smykové únosnosti prvků se smykovou výztuží

Náčrt prvku



Účinná výška

$$d = 656 \text{ mm}$$

Plocha tahové výztuže

$$A = 2036 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

Plocha jednoho třmínku

$$A = 157 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

Materiál

Beton C30/37, (XC2, XD2)

Charakteristická pevnost betonu v tlaku:

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle ACI 318-8:

$$f_c = 30 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle CSA-A23.1-14/A23.2-14

$$f'_c = 30 \text{ MPa}$$

Výztuž C-GFRP

Charakteristická pevnost v tahu:

$$f_{fk} = 1100 \text{ MPa}$$

Střední hodnota pevnosti v tahu:

$$f_{f,m} = 1150 \text{ MPa}$$

Zaručený tahový modul

$$f_{fu}^* = 1059 \text{ MPa}$$

Modul pružnosti

$$E_f = 75 \text{ GPa}$$

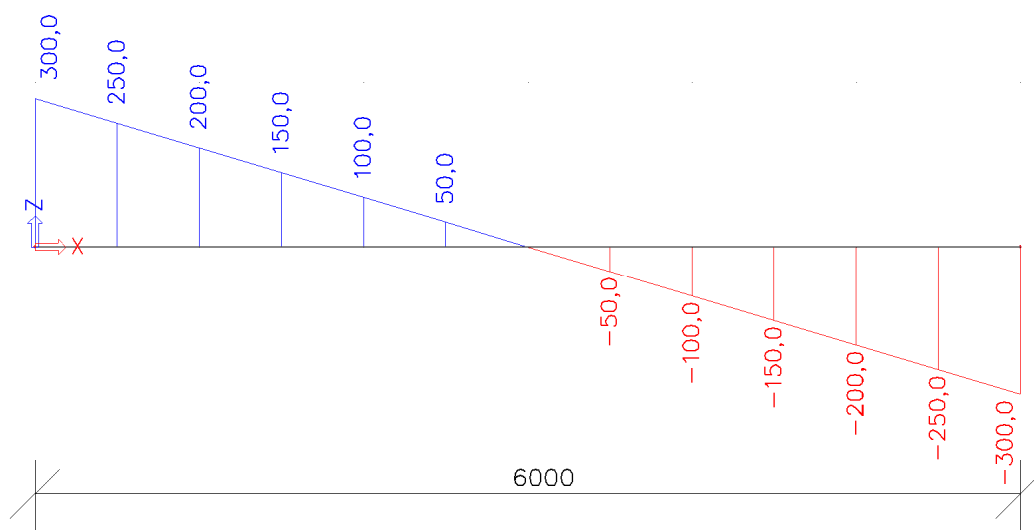
Výztuž B500B

Charakteristická pevnost v tahu:

$$f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

Modul pružnosti

$$E_s = 200 \text{ GPa}$$

Vnitřní síly na nosníku

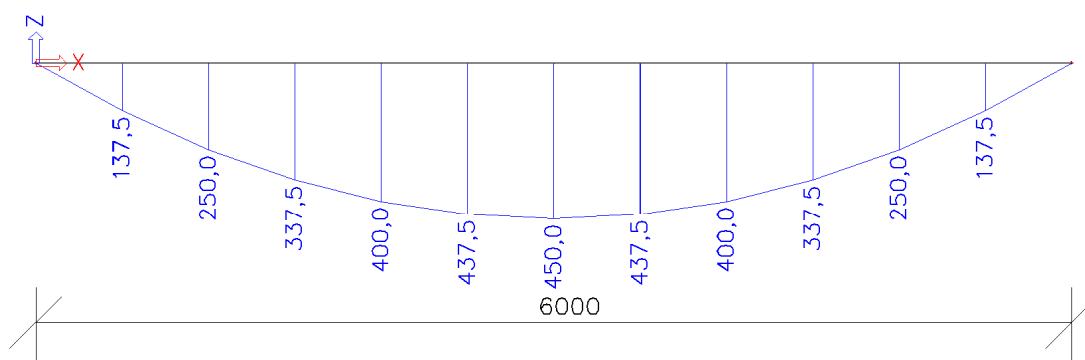
Obr. 44 Posouvající síla na nosníku, dělení po 0,5 m

Redukovaná posouvající síla do vzdálenosti d.

$$V_{red} = 300 - \frac{100}{1} \cdot 0,656 = 234,4 \text{ kN}$$

Moment v tomto bodě

$$M_{red} = \frac{300 + 234,4}{2} \cdot 0,656 = 175,3 \text{ kNm}$$



Obr. 45 Ohybový moment na nosníku, dělení po 0,5 m

Výpočet dle ČSN EN 1992-1-1

Návrhová únosnost ve smyku pro prvky bez smykové výztuže

$$V_{Rd,c} = \left[C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_l \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d$$

$$= \left[0,12 \cdot 1,55 \cdot (100 \cdot 0,0089 \cdot 30)^{\frac{1}{3}} + 0 \right] \cdot 0,35 \cdot 0,656 \cdot 10^3 = \mathbf{127,6 \text{ kN}}.$$

(50) [vztah 6.2a, ČSN EN 1992-1-1]

Nosníkový prvek dle EC2 musí mít vždy navržené smykové tržmínky.

Součinitel smykové únosnosti

$$C_{Rd,c} = \frac{0,18}{\gamma_c} = \frac{0,18}{1,5} = 0,12.$$

(51) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel výšky

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} = 1 + \sqrt{\frac{200}{656}} = 1,55 \leq 2,0.$$

(52) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel vyztužení

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} = \frac{2036 \cdot 10^{-6}}{0,35 \cdot 0,656} = 0,0089 \leq 0,02.$$

(53) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální návrhová smyková únosnost je omezena dalším vztahem

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d = 369,9 \cdot 0,35 \cdot 0,656 = \mathbf{84,9 \text{ kN}}.$$

(55) [vztah 6.2.b, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální smykové napětí.

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}} = 0,035 \cdot 1,55^{3/2} \cdot \sqrt{30} \cdot 10^3 = 369,9 \text{ kPa}$$

(57) [ods. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot \theta}{1 + \cot^2 \theta} =$$

$$V_{Rd,max} = 1,0 \cdot 0,35 \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot 0,528 \cdot 20 \cdot \frac{1,5}{1 + 1,5^2} = 1007,1 \text{ kN.}$$

(81) [vztah 6.14, ČSN EN 1992-1-1]

Vyhovuje, lze vyztužit pro úhel $\cot \theta = 1,5$.

Redukční součinitel pevnosti betonu

$$v_1 = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{f_{ck}}{250} \right] = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{30}{250} \right] = 0,528$$

(82) [vztah 6.6N, ČSN EN 1992-1-1]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s_{l,max} = 0,75 \cdot d \leq 400 \text{ mm}$$

$$s_{l,max} = 0,75 \cdot 656 = 492 \rightarrow 400 \text{ mm}$$

(78) [vztah 9.6N, ČSN EN 1992-1-1]

Stupeň smykového vyztužení.

$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha} = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,4 \cdot 0,35 \cdot 1} = 0,0011$$

(85) [vztah 9.4, ČSN EN 1992-1-1]

Vyhovuje minimálnímu stupni vyztužení, vzdálenost třmínků 400 mm.

Minimální stupeň smykového vyztužení pro smykovou výztuž.

$$\rho_{w,min} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}}}{f_{yk}} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{30}}{500} = 0,0009$$

(86) [vztah 9.5N, ČSN EN 1992-1-1]

Únosnost tažené diagonály konstrukčních třmínků

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{SW}}{s} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot \cot \theta = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,4} \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot \frac{500 \cdot 10^6}{1,15} \cdot 1,5 = \mathbf{151,1 \text{ kN}}$$

(83) [vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,s} \geq V_{Ed}$$

$$151,1 \text{ kN} \not\geq 234,4 \text{ kN}$$

Nevyhovuje vzdálenost třmínků po 400 mm posouvající síle.

Únosnost tažené diagonály konstrukčních třmínků

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{SW}}{s} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot \cot \theta = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,25} \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot \frac{500 \cdot 10^6}{1,15} \cdot 1,5 = \mathbf{241,8 \text{ kN}}$$

(83) [vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,s} \geq V_{Ed}$$

$$241,8 \text{ kN} \geq 234,4 \text{ kN}$$

Vyhovuje, vzdálenost třmínků po 250 mm posouvající síle.

Maximální příčná vzdálenost větví třmínku

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot d \leq 600 \text{ mm}$$

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot 656 = 495 \text{ mm}$$

(88) [vztah 9.8N, ČSN EN 1992-1-1]

Výpočet dle FIB bulletin No.40

Upravený vztah z Eurocode 2 smykové únosnosti pro prvky bez smykové výztuže

$$\begin{aligned}
 V_{ef} &= 0,12 \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \right) \cdot \left(100 \cdot \frac{A_f}{b_w \cdot d} \cdot \frac{E_f}{E_s} \cdot \phi_\varepsilon \cdot f_{ck} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot b_w \cdot d = \\
 &= 0,12 \cdot 1,55 \cdot \left(100 \cdot 0,0089 \cdot \frac{75}{200} \cdot 2,07 \cdot 30 \right)^{\frac{1}{3}} \cdot 0,35 \cdot 0,656 \cdot 10^3 = \\
 &= \mathbf{117,3 \text{ kN}}
 \end{aligned}$$

(61) [vztah 6-20, FIB bulletin No.40]

Nosníkový prvek dle FIB musí mít vždy navržené smykové třmínky.

Součinitel výšky

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} = 1 + \sqrt{\frac{200}{656}} = 1,55 \leq 2,0$$

(52) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

Součinitel výztužení

$$\rho_l = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} = \frac{2036 \cdot 10^{-6}}{0,35 \cdot 0,656} = 0,0089 \leq 0,02$$

(53) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

ϕ_ε je maximální dovolené přetvoření v FRP výztuži

$$\phi_\varepsilon = \frac{\varepsilon_f}{\varepsilon_y} = \frac{0,0045}{0,002175} = 2,07$$

(62) [odst. 6.5.1.6, FIB bulletin No.40]

Minimální návrhová smyková únosnost je omezena dalším vztahem

$$V_{Rd,c} = (v_{min} + k_1 \cdot \sigma_{cp}) \cdot b_w \cdot d = 369,9 \cdot 0,35 \cdot 0,656 = \mathbf{84,9 \text{ kN}}$$

(55) [vztah 6.2.b, ČSN EN 1992-1-1]

Minimální smykové napětí

$$v_{min} = 0,035 \cdot k^{3/2} \cdot \sqrt{f_{ck}} = 0,035 \cdot 1,55^{3/2} \cdot \sqrt{30} \cdot 10^3 = 369,9 \text{ kPa}$$

(57) [odst. 6.2.2, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,max} = \alpha_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot v_1 \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot \theta}{1 + \cot^2 \theta} =$$

$$V_{Rd,max} = 1,0 \cdot 0,35 \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot 0,528 \cdot 20 \cdot \frac{1,0}{1 + 1,0^2} = 1091,1 \text{ kN}$$

(91) [vztah 6.14, ČSN EN 1992-1-1]

Redukční součinitel pevnosti betonu při porušení smykem

$$v_1 = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{f_{ck}}{250} \right] = 0,6 \cdot \left[1 - \frac{30}{250} \right] = 0,528$$

(92) [vztah 6.6N, ČSN EN 1992-1-1]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s_{l,max} = 0,45 \cdot d \leq 300 \text{ mm}$$

$$s_{l,max} = 0,45 \cdot 656 = 295 \text{ mm}$$

(99) [tab. 6.1, FIB bulletin No.40]

Omezení tahového napětí v ohybu

$$f_{fb} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3 \right) \cdot f_{fu} \leq f_{fu}$$

$$f_{fb} = (0,05 \cdot 4 + 0,3) \cdot 1100 = 550 \text{ MPa}$$

(94) [vztah 6-1, FIB bulletin No.40]

Omezení tahového napětí dané maximálním povoleným přetvořením

$$f_{fb} = 0,0045 \cdot E_f$$

$$f_{fb} = 0,0045 \cdot 75000 = 337,5 \text{ MPa}$$

(95) [odst. 6.2.1, FIB bulletin No.40]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Stupeň smykového vyztužení je dán vztahem

$$\rho_w = \frac{A_{fw}}{s \cdot b_w \cdot \sin \alpha} = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,25 \cdot 0,35} = 0,0018$$

(97) [vztah 9.4, ČSN EN 1992-1-1]

Vyhovuje minimálnímu stupni vyztužení.

Minimální stupeň smykového vyztužení pro smykovou výztuž

$$\rho_{w,min} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{f_{ck}}}{0,0045 \cdot E_f} = \frac{0,08 \cdot \sqrt{30}}{0,0045 \cdot 75000} = 0,0013$$

(98) [tab. 6.1, FIB bulletin No.40]]

Únosnost tažené diagonály

$$V_{Rd,f} = \frac{A_{fw}}{s} \cdot z \cdot \frac{f_{fb}}{\gamma_F} \cdot \cot \theta = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,25} \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot \frac{337,5}{1,25} \cdot 10^3 = \mathbf{100,1 \text{ kN}}$$

(93) [modifikovaný vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,f} \geq V_{Ed}$$

$$100,1 \text{ kN} \not\geq 234,4 \text{ kN}$$

Nevyhovuje vzdálenost třmínků po 250 mm posouvající síle.

Únosnost tažené diagonály

$$V_{Rd,f} = \frac{A_{sw}}{s} \cdot z \cdot \frac{f_{fb}}{\gamma_F} \cdot \cot \theta = \frac{157 \cdot 10^{-6}}{0,10} \cdot (0,9 \cdot 0,656) \cdot \frac{337,5}{1,25} \cdot 10^3 = \mathbf{250,3 \text{ kN}}$$

(93) [modifikovaný vztah 6.13, ČSN EN 1992-1-1]

$$V_{Rd,f} \geq V_{Ed}$$

$$250,3 \text{ kN} \geq 234,4 \text{ kN}$$

Vyhovuje vzdálenost třmínků po 100 mm posouvající síle.

Maximální příčná vzdálenost větví třmínku

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot d \leq 600 \text{ mm}$$

$$s_{t,max} = 0,75 \cdot 656 = 495 \text{ mm}$$

(100) [vztah 9.8N, ČSN EN 1992-1-1]

Výpočet dle ACI440.1R-15

Smyková únosnost betonu

$$V_n = \Phi \cdot V_c = \Phi \cdot \frac{2}{5} \cdot \sqrt{f_c} \cdot b_w \cdot (k \cdot d) =$$

$$0,75 \cdot \frac{2}{5} \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot (0,1819 \cdot 0,656) \cdot 10^3 = \mathbf{68,6 \text{ kN}}$$

(63) [vztah 8.2a, ACI440.1R-15]

Minimální množství smykové výztuže má být navrženo, pokud není splněno

$$V_u \leq \frac{\Phi \cdot V_c}{2}$$

$$234,4 \leq \frac{68,6}{2}$$

$$234,4 \leq 34,3$$

Nevyhovuje, smyková výztuž je vyžadována.

(83) [odst. 8.2.2, ACI440.1R-15]

Součinitel tlačené oblasti se vypočte

$$k = \sqrt{2 \cdot \rho_f \cdot n_f + (\rho_f \cdot n_f)^2} - \rho_f \cdot n_f =$$

$$= \sqrt{2 \cdot 0,0089 \cdot 2,273 + (0,0089 \cdot 2,273)^2} - 0,0089 \cdot 2,273 = 0,1819$$

(64) [vztah 7.3.2.2b, ACI440.1R-15]

Stupeň vyztužení

$$\rho_f = \frac{A_f}{b_w \cdot d} = \frac{2036 \cdot 10^{-6}}{0,35 \cdot 0,656} = 0,0089$$

(65) [vztah 7.2.1a, ACI440.1R-15]

Pracovní součinitel

$$n_f = \frac{E_f}{E_c} = \frac{75}{33} = 2,273$$

(66)

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Maximální únosnost je omezena vztahem

$$V_{n,max} = \Phi \cdot 0,66 \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d = 0,75 \cdot 0,66 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot 0,656 \cdot 10^3 = 622,5 \text{ kN}$$

Vyhovuje posouvající síle

(111) [odst. 8.2.3, ACI440.1R-15]

Návrhová tahová únosnost v ohybu je omezena

$$f_{fv} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3\right) \cdot f_{fb} \leq f_{fb}$$

$$f_{fv} = (0,05 \cdot 4 + 0,3) \cdot (0,8 \cdot 1059) \leq 0,8 \cdot 1059$$

$$f_{fv} = 424 \leq 847$$

$$f_{fv} = 424 \text{ MPa}$$

(105) [vztah 6.2.1, ACI440.1R-15]

Návrhová tahová únosnost omezená přetvořením

$$f_{fv} = 0,004 \cdot E_f \leq f_{fb}$$

$$f_{fv} = 0,004 \cdot 75000 \leq 864$$

$$f_{fv} = 300 \text{ MPa}$$

(106) [vztah 8.2d, ACI440.1R-15]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s_{max} = [600 \text{ mm}; d/2]$$

$$s_{max} = [600 \text{ mm}; 656/2]$$

$$s_{max} = 328 \text{ mm}$$

(112) [odst. 8.3, ACI440.1R-15]

Minimální plocha smykové výztuže

$$A_{fv,min} = 0,35 \cdot \frac{b_w \cdot s}{f_{fv}} = 0,35 \cdot \frac{350 \cdot 300}{300} \cdot 10^{-6} = 123 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

(110) [odst. 8.2.2, ACI440.1R-15]

Smyková únosnost svislých třmínků s minimální plochou

$$V_f = \frac{A_{fv} \cdot f_{fv} \cdot d}{s} = \frac{157 \cdot 300 \cdot 0,656}{300} = \mathbf{103,0 \text{ kN}}$$

(104) [vztah 8.2c, ACI440.1R-15]

Smyková únosnost prvku

$$V_n = \phi \cdot V_c + \phi \cdot V_f = 68,6 + 0,75 \cdot 103,0 = \mathbf{145,9 \text{ kN}}$$

(103) [odst. 8.1.1, ACI440.1R-15]

$$V_n \geq V_u$$

$$145,9 \text{ kN} \not\geq 234,4 \text{ kN}$$

Nevyhovuje smyková výztuž po 300 mm.

Požadovaná vzdálenost třmínků

$$\frac{A_{fv}}{s} = \frac{(V_u - \phi \cdot V_c)}{\phi \cdot f_{fv} \cdot d}$$

(107) [vztah 8.2e, ACI440.1R-15]

$$s = \frac{A_{fv} \cdot (\phi \cdot f_{fv} \cdot d)}{(V_u - \phi \cdot V_c)}$$

$$s = \frac{157 \cdot (0,75 \cdot 300 \cdot 0,656)}{(234,4 - 68,6)} = 140 \text{ mm}$$

Smyková únosnost svislých třmínků

$$V_f = \frac{A_{fv} \cdot f_{fv} \cdot d}{s} = \frac{157 \cdot 300 \cdot 0,656}{125} = \mathbf{247,2 \text{ kN}}$$

(104) [vztah 8.2c, ACI440.1R-15]

Smyková únosnost prvku

$$V_n = \phi \cdot V_c + \phi \cdot V_f = 68,6 + 0,75 \cdot 247,2 = \mathbf{254,0 \text{ kN}}$$

(103) [odst. 8.1.1, ACI440.1R-15]

$$V_n \geq V_u$$

$$254,0 \text{ kN} \geq 234,4 \text{ kN}$$

Vyhovuje smyková výztuž po 125 mm.

Výpočet dle CSA S806-12

Smyková únosnost prvku ve vzdálenosti d

$$\begin{aligned}
 V_c &= 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot k_a \cdot k_s \cdot (f_c')^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v = \\
 &= 0,05 \cdot 1,0 \cdot 0,65 \cdot 0,94 \cdot 1,87 \cdot 2,19 \cdot 0,68 \cdot (30)^{1/3} \cdot 0,35 \cdot 0,590 \cdot 10^3 = \mathbf{54,6 \text{ kN}}
 \end{aligned}$$

(71) [vztah 8-17, CSA 806-12]

$$V_{c,min} = 0,11 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v = 0,11 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot 0,590 \cdot 10^3 = \mathbf{80,9 \text{ kN}}$$

$$V_{c,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v = 0,22 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot 0,590 \cdot 10^3 = 161,7 \text{ kN}$$

(72) [odst. 8.4.4.5, CSA 806-12]

Efektivní smyková výška

$$\begin{aligned}
 d_v &= \max[0,9 \cdot d; 0,72 \cdot h] \\
 d_v &= \max[0,9 \cdot 0,656; 0,72 \cdot 0,7] = 0,590 \text{ m}
 \end{aligned}$$

(68) [kap. 8.1, CSA 806-12]

Redukční součinitel k_m

$$k_m = \sqrt{\frac{V_f \cdot d}{M_f}} = \sqrt{\frac{234\,400 \cdot 0,656}{175\,300}} = 0,94 \leq 1,0$$

(73) [vztah 8-18, CSA 806-12]

Součinitel k_r

$$k_r = 1 + (E_f \cdot \rho_{Fw})^{1/3} = 1 + (75 \cdot 0,0089)^{1/3} = 1,87$$

(74) [vztah 8-19, CSA 806-12]

Podélný stupeň vyztužení lze uvažovat

$$\rho_{Fw} = \frac{A_F}{b \cdot d} = \frac{2036 \cdot 10^{-6}}{0,35 \cdot 0,656} = 0,0089$$

(75) [kap. 2.3, CSA A23.3]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Do vzdálenosti 2,5d lze zvýšit únosnost.

Vzdálenost d

$$k_a = \frac{2,5}{\frac{M_f}{V_f \cdot d}} = \frac{2,5}{\frac{175\,300}{234\,400 \cdot 0,656}} = 2,19$$

(76) [vztah 8-20, CSA 806-12]

Vzdálenost 2d

$$k_a = \frac{2,5}{\frac{M_f}{V_f \cdot d}} = \frac{2,5}{\frac{250\,000}{200\,000 \cdot 0,656}} = 1,31$$

(76) [vztah 8-20, CSA 806-12]

Pro prvky s vyšší účinnou výškou než 300 se zavádí redukční vztah

$$k_s = \frac{750}{450 + d} = \frac{750}{450 + 656} = 0,68$$

(77) [vztah 8-21, CSA 806-12]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Maximální únosnost je omezena

$$V_{r,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot f_c' \cdot b_w \cdot d_v = 0,22 \cdot 0,65 \cdot 30 \cdot 0,35 \cdot 0,590 \cdot 10^3 = 885,9 \text{ kN}$$

(118) [vztah 8-16, CSA 806-12]

Vyhovuje posouvající síle

Průměrné přetvoření podélné výztuže uprostřed sekce

$$\varepsilon_l = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2 \cdot E_f \cdot A_F} \geq 0$$

$$\varepsilon_l = \frac{\frac{175\,300}{0,590} + 234\,400}{2 \cdot 75\,000 \cdot 2036} = 1,740 \cdot 10^{-3}$$

(123) [vztah 8-25, CSA 806-12]

Úhel tlačené diagonály

$$\theta = 30^\circ + 7000 \cdot \varepsilon_l = 30 + 7000 \cdot 1,740 \cdot 10^{-3} = 42^\circ$$

(122) [odst. 8-24, CSA 806-12]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s = 0,6 \cdot d_v \cdot \cot \theta \leq 400 \text{ mm}$$

$$s = 0,6 \cdot 590 \cdot \cot 42 = 390 \leq 400 \text{ mm}$$

$$s = 390 \text{ mm}$$

(126) [odst. 8.4.6.1, CSA 806-12]

Omezené tahové napětí v třmínku lze uvažovat

$$f_{Fu} = \min[0,005 \cdot E_f; 0,4 \cdot f_{Fu}; 1200 \text{ MPa}]$$

$$f_{Fu} = \min[0,005 \cdot 75\,000; 0,4 \cdot 1\,059; 1200 \text{ MPa}]$$

$$f_{Fu} = 375 \text{ MPa}$$

(120) [odst. 8.4.4.9, CSA 806-12]

$$A_{Fv} = 0,07 \cdot \sqrt{f_c'} \cdot \frac{b_w \cdot s}{0,4 \cdot f_{Fu}}$$

$$s = \frac{A_{Fv} \cdot (0,4 \cdot f_{Fu})}{0,07 \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w} = \frac{157 \cdot (0,4 \cdot 375)}{0,07 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35} \cdot 10^{-3} = 175 \text{ mm}$$

$$A_{Fv} = 0,07 \cdot \sqrt{30} \cdot \frac{0,35 \cdot 0,175}{0,4 \cdot 375} = 157 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

(125) [vztah 8.28, CSA 806-12]

Konstrukční únosnost třmínků

$$V_{sF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta = \frac{0,4 \cdot 0,75 \cdot 157 \cdot 375 \cdot 0,590}{0,15} \cdot 1,11 = 77,1 \text{ kN}$$

(119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

Pro betony s FRP třmínky platí

$$V_r = V_c + V_{sF} = 80,9 + 77,1 = \mathbf{158,0 \text{ kN}}$$

(117) [vztah 8-14, CSA 806-12]

$$V_r \geq V_f$$

$$158,0 \text{ kN} \not\geq 234,4 \text{ kN}$$

Nevyhovují třmínky po 150 mm.

Únosnost třmínků

$$V_{sF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta = \frac{0,4 \cdot 0,75 \cdot 157 \cdot 375 \cdot 0,590}{0,075} \cdot 1,11 = 154,2 \text{ kN}$$

(119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

Pro betony s FRP třmínky platí

$$V_r = 80,9 + 154,2 = \mathbf{235,1 \text{ kN}}$$

(117) [vztah 8-14, CSA 806-12]

$$V_r \geq V_f$$

$$235,1 \text{ kN} \geq 234,4 \text{ kN}$$

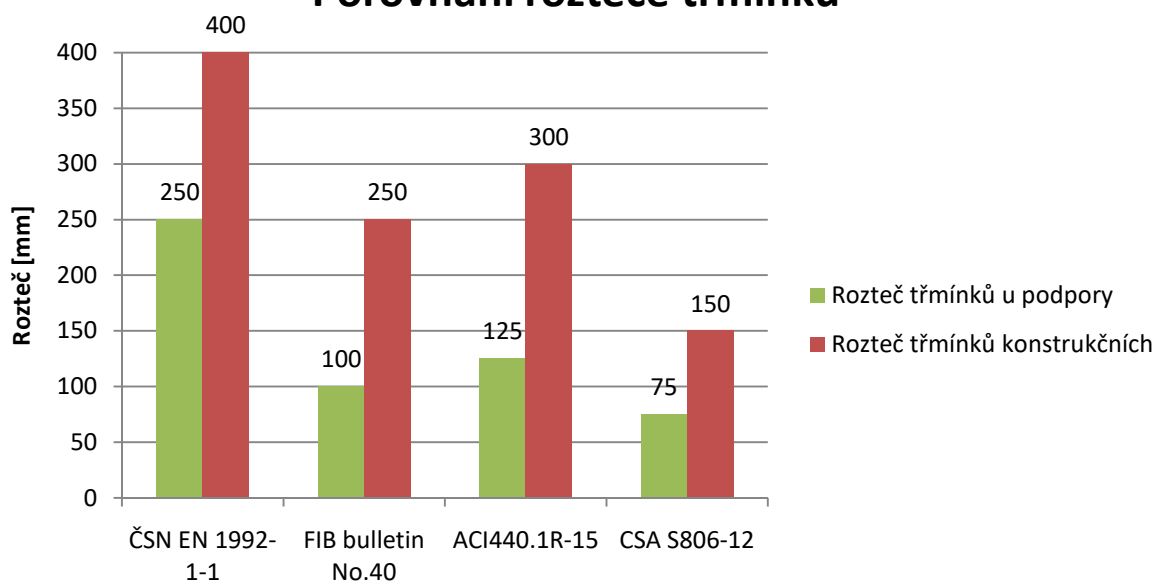
Vyhovují třmínky po 75 mm.

Porovnání vypočtených smykových únosností

Tab. 9 srovnání smykových únosností

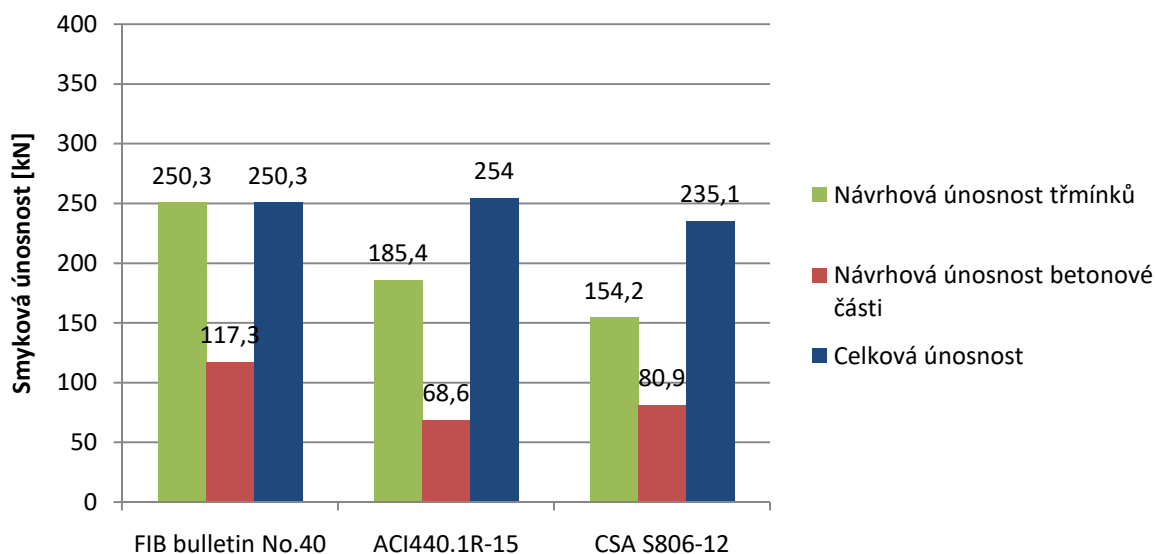
| Přístup | Únosnost betonové části [kN] | Min. únosnost [kN] |
|--------------------|------------------------------|--------------------|
| ČSN EN 1992-1-1 | 127,6 | 84,9 |
| FIB bulletin No.40 | 117,3 | 84,9 |
| ACI440.1R-15 | 68,6 | nezavedena |
| CSA S806-12 | 54,6 | 80,9 |

Porovnání rozteče třmínků



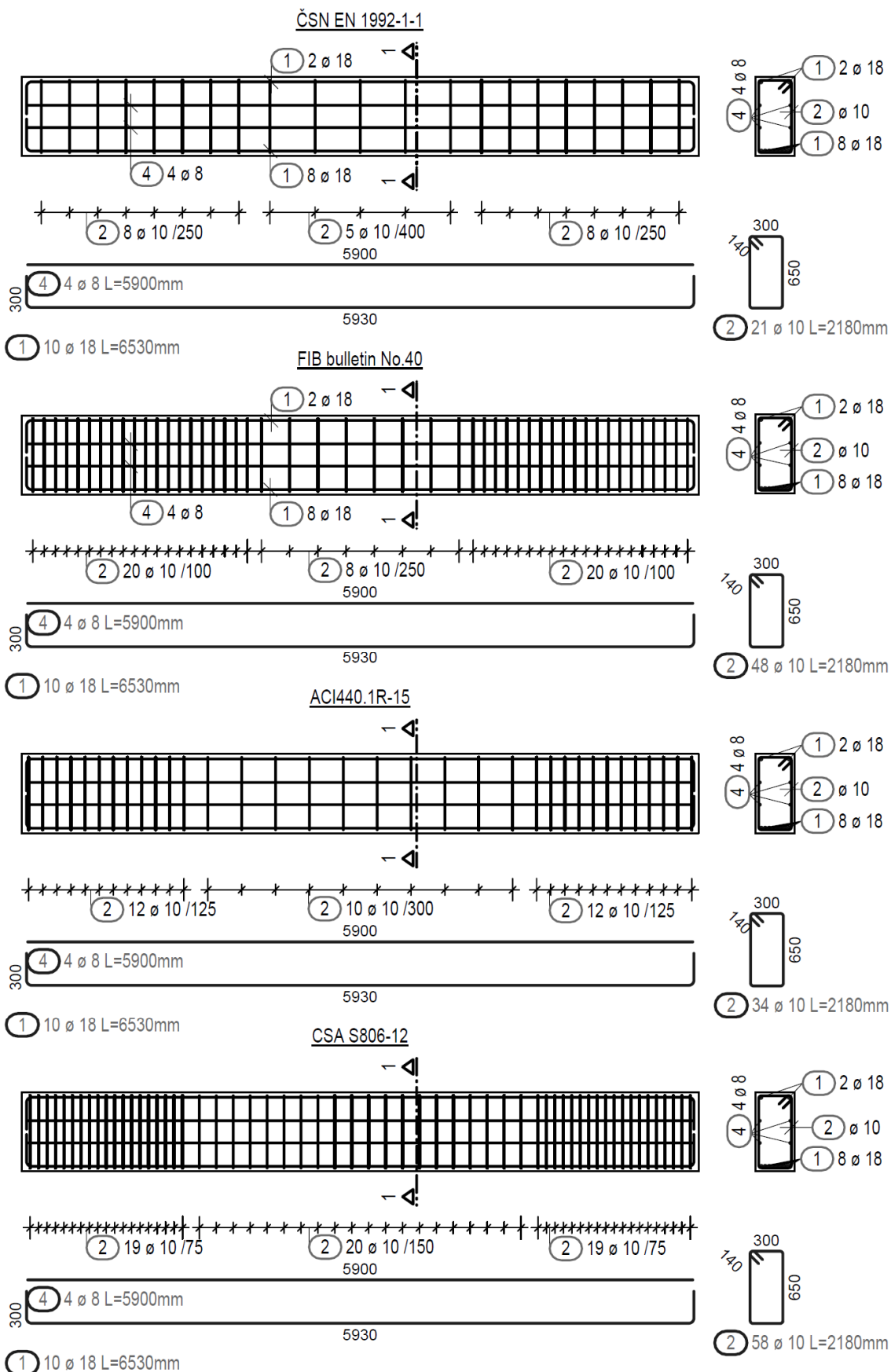
Z tabulky 9 je patrné, že samotnou únosnost betonové části má stejně jako u deskových prvků ČSN EN 1992-1-1 a FIB bulletin No.40 vyšší než zbylé dva předpisy. Tyto dva předpisy shodně zanedbávají u nosníků příspěvek betonové části a celé zatížení je přenášeno pouze pomocí třmínků.

Dílčí smykové únosnosti



Nejvyšší únosnost lze očekávat u prvku vypočteného dle ACI440.1R-15, neboť stejně jako CSA S806-12 počítá s příspěvkem betonové části, ale jeho redukce tahové únosnosti třmínků je menší než v případě kanadského předpisu viz zamyšlení na následující straně.

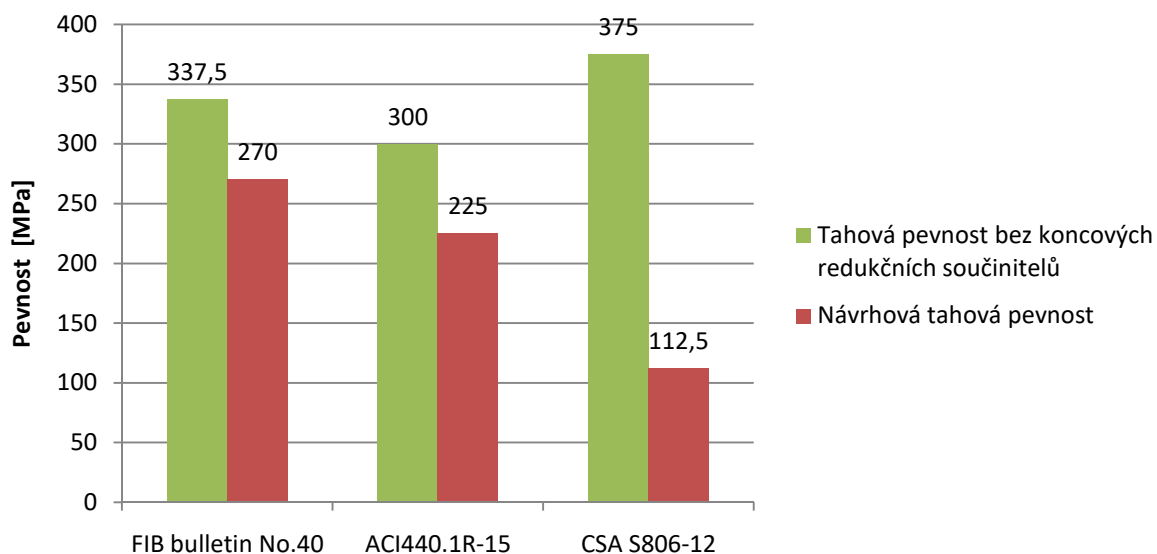
Hodnota posouvající síly, V_{Ed} je spočtena dle ČSN EN 1990 a neměla by takto být srovnávána přímo s normou ACI a CSA. Tyto předpisy mají odlišný koncept spolehlivosti. Pro zjednodušení je porovnání uvedeno bez zohlednění odlišností zatěžovacích norem.

Tvary a počty výztuže dle jednotlivých předpisů

Zamyšlení nad vzorcem (119)

$$V_{SF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta$$

kde (119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

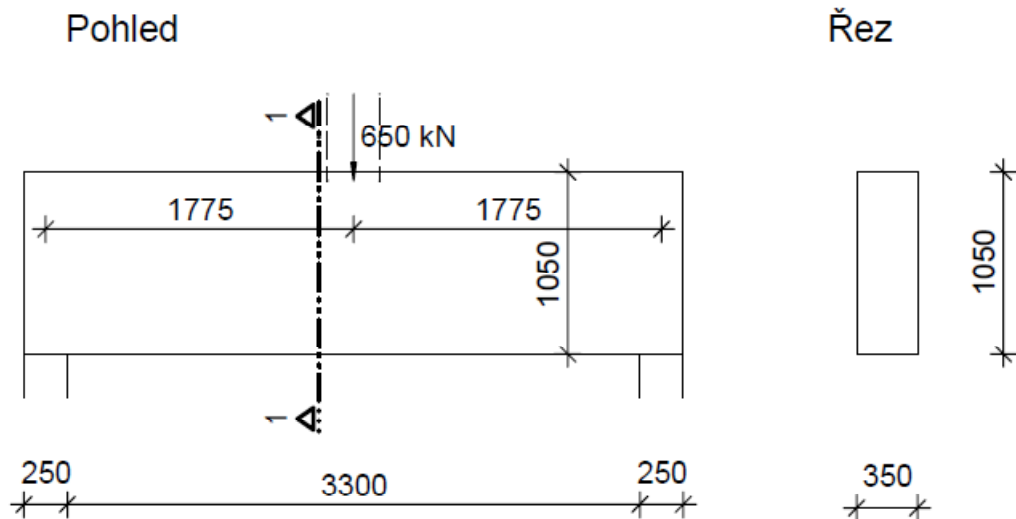
Porovnání pevností třmínků

Tab. 10 Porovnání pevností třmínků

Vzorec obsahuje dodatečný redukční koeficient v konstantní hodnotě 0,4. Tento součinitel se v mnoha zahraničních experimentech neuvažuje např. [18]. Je možné, že autoři normy tímto zamýšleli omezení na 40 % z jednoosé tahové pevnosti, které přibližně odpovídá redukci tahové pevnosti v ohybu výztuže. Pokud se sečtou redukční hodnoty dané vztahem (119), dostane se hodnota $0,75 \cdot 0,4 = 0,3$. Když se zohlední i počáteční omezení ze vztahu (120) $f_{Fu} = 0,005 \cdot E_f$, tak z počáteční pevnosti ve střední hodnotě 1150 MPa je návrhová pevnost třmínků pouze 112,5 MPa. Tato hodnota příliš nereflektuje skutečné chování viz kapitola G.III) nebo vzorce (105).

Příhradová analogie dle CSA S806-12

Návrh stěnového prvku zatíženého sloupem viz náčrt.



Plocha jednoho třmínku

$$A = 157 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

Účinná výška

$$d = 975 \text{ mm}$$

Krycí vrstva

$$c_{nom} = 30 \text{ mm}$$

Materiál

Beton C30/37

Pevnost betonu v tlaku dle CSA-A23.1-14/A23.2-14

$$f'_c = 30 \text{ MPa}$$

Výztuž CFRP

Charakteristická pevnost v tahu

$$f_{fk} = 1700 \text{ MPa}$$

Střední hodnota pevnosti v tahu

$$f_{f,m} = 1850 \text{ MPa}$$

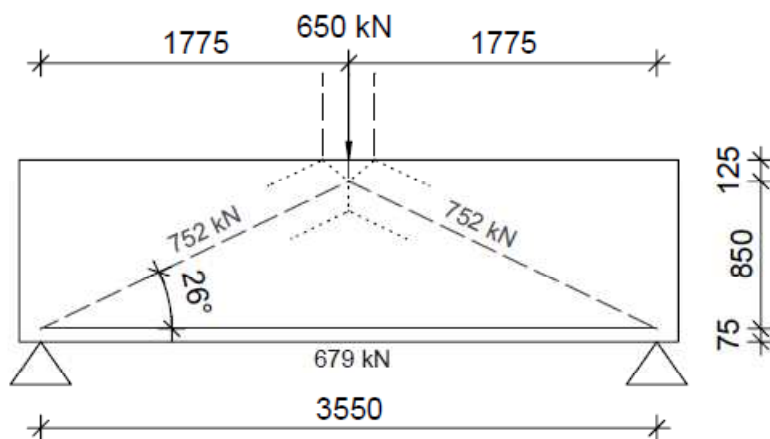
Zaručená tahová pevnost

$$f_{fu}^* = 1576 \text{ MPa}$$

$$f_{fu}^* = 1850 - \frac{1850 - 1700}{1,64} 3 = 1576 \text{ MPa}$$

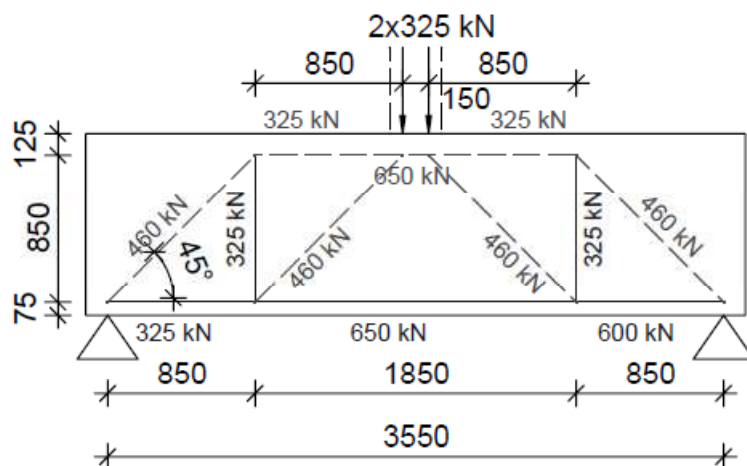
Modul pružnosti

$$E_f = 155 \text{ GPa}$$



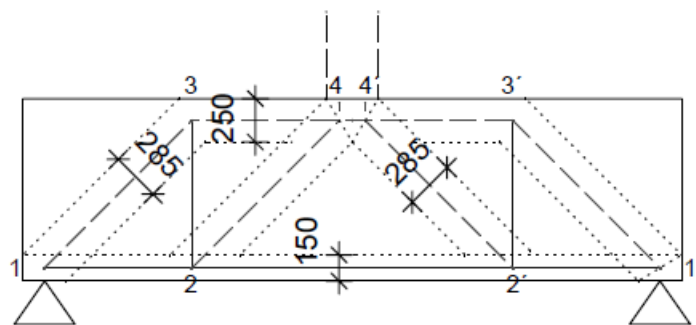
Obr. 46 Prvotní příhradová idealizace (tlak čárkovaně)

Nejjednodušší příhradová idealizace betonového prvku je na obr. 46, příliš nevystihuje reálné vyztužení nosníku, neboť zde nejsou žádné třmínky, tedy svislá táhla. V případě, že by se tento nosník vyztužil podle tohoto schématu, lze očekávat větší smykové trhliny vlivem absence této výztuže. Obecně se doporučuje sklon diagonál v rozmezí $30-45^\circ$, při nižších úhlech než 25° lze očekávat tvorbu trhlin vlivem potřebného přetvoření výztuže.



Obr. 47 Příhradová idealizace (tlak čárkovaně)

Správnost a výstižnost příhradové idealizace závisí na zkušenosti autora a požadované přesnosti. Omezující v tomto případě bude šířka vzpěry vedoucí od sloupu, neboť její šíři nelze libovolně zvětšovat.



Obr. 48 Návrh dimenzí vzpěr a táhel

Posouzení uzlů

Uzel 4 (pouze tlakové síly)

$$F_{c,n1} = 0,85 \cdot \Phi_c \cdot f'_c = 0,85 \cdot 0,65 \cdot 30 = \mathbf{16,6 \text{ MPa}}$$

(134) [odst. 8.5.4.1a, CSA 806-12]

Napětí pod sloupem

$$f_{sl} = \frac{0,650}{0,4 \cdot 0,35} = 4,64 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

Napětí do diagonály 4-2

$$f_{4-2} = \frac{0,460}{0,285 \cdot 0,35} = 4,6 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

Uzel 3 (styčnick namáhaný tahem v jednom směru)

$$F_{c,n2} = 0,75 \cdot \Phi_c \cdot f'_c = 0,75 \cdot 0,65 \cdot 30 = \mathbf{14,6 \text{ MPa}}$$

(135) [odst. 8.5.4.1a, CSA 806-12]

Napětí od vzpěry 3-4

$$f_{3-4} = \frac{0,325}{0,25 \cdot 0,35} = 3,7 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Napětí od vzpěry 1-3

$$f_{1-3} = \frac{0,460}{0,285 \cdot 0,35} = 4,6 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

Uzel 1 (styčnick namáhaný tahem v jednom směru)

$$F_{c,n2} = 0,75 \cdot \Phi_c \cdot f'_c = 0,75 \cdot 0,65 \cdot 30 = \mathbf{14,6 \text{ MPa}}$$

(135) [odst. 8.5.4.1a, CSA 806-12]

Napětí od vzpěry 1-3

$$f_{1-3} = \frac{0,460}{0,85 \cdot 0,35} = 4,6 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

Omezení síly v betonové vzpěře 1-3, 2-4

$$f_{cd} = \Phi_c \cdot f_{cu} = 0,65 \cdot 10,6 = \mathbf{6,9 \text{ MPa}}$$

(129) [odst. 8.5.2.1, CSA 806-12]

Posouzení vzpěr

Maximální tlakové napětí ve vzpěře je omezeno

$$f_{cu} = \frac{f'_c}{0,8 + 170 \cdot \varepsilon_1} \leq 0,85 \cdot f'_c$$

$$f_{cu} = \frac{30}{0,8 + 170 \cdot 0,012} = 10,6 \text{ MPa} \leq 25,5 \text{ MPa}$$

(130) [vztah 8-37, CSA 806-12]

Přetvoření ve výztuži

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_F + (\varepsilon_F + 0,002) \cdot \cot^2 \theta_S = 0,0050 + (0,0050 + 0,002) \cdot \cot^2 45 = 0,0120$$

(131) [vztah 8-38, CSA 806-12]

Hodnota maximálního dovoleného namáhání

$$\varepsilon_F = \frac{0,65 \cdot \Phi_F \cdot f_{Fu}}{E_f} = \frac{0,65 \cdot 0,75 \cdot 1576}{155 \cdot 10^3} = 0,0050$$

$$f_{cu} = \frac{0,460}{0,285 \cdot 0,35} = 4,6 \text{ MPa}$$

Vyhovuje

Posouzení táhla (krátkodobá únosnost)

Omezení maximální tahové síly ve výztuži

$$F_{F,t} = 0,65 \cdot \Phi_F \cdot A_{FT} \cdot f_{Fu} = 0,65 \cdot 0,75 \cdot 1018 \cdot 1576 = 782 \text{ kN}$$

(132) [odst. 8.5.3.1, CSA 806-12]

$$A_{FT} = \frac{F_{F,t}}{0,65 \cdot \Phi_F \cdot f_{Fu}} = \frac{650 \cdot 10^3}{0,65 \cdot 0,75 \cdot 1576 \cdot 10^6} = 846 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

Vyhovuje 4Ø18 A=1018 10⁻⁶m²

Maximální šířka táhla

$$d = c_{nom} + \phi_{tr} + 0,5 \cdot \phi_f + 6 \cdot \phi_f = 30 + 10 + 9 + 108 = 187 \text{ mm}$$

Vyhovuje předpokladu 150 mm

Únosnost třmínku

$$V_{SF} = 0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} = 0,4 \cdot 0,75 \cdot 157 \cdot 775 = 36,5 \text{ kN}$$

(119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

$$f_{Fu} = 0,005 \cdot E_f = 0,005 \cdot 155\,000 = 775 \text{ MPa}$$

(120) [odst. 8.4.4.9, CSA 806-12]

Počet třmínků

$$n = \frac{N_{3-2}}{V_{SF}} = \frac{325}{36,5} = 8,9 \text{ ks}$$

$$s = \frac{1775}{8,9} = 199 \text{ mm}$$

Vyhovují třmínky Ø10/180 mm.

Konstrukční výztuž 2Ø10/150

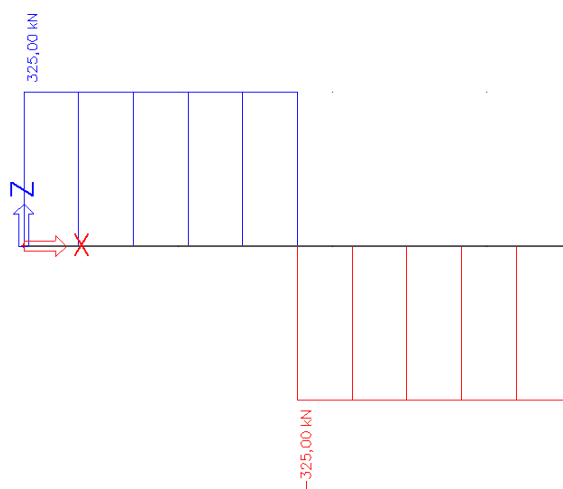
$$\rho_f = \frac{2 \cdot 524 \cdot 10^{-6}}{0,35} = 0,003 \geq 0,003$$

(75) [odst. 8.5.5, CSA 806-12] Vyhovuje maximálnímu rozestupu 300 mm.

Výpočet dle CSA S806-12

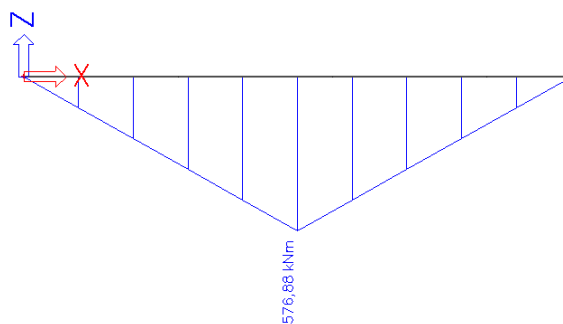
Pro srovnání je uveden výpočet pro nosník z CSA S806-12. Zadání příkladu, jeho materiálové charakteristiky a geometrie je totožná jako v předešlém výpočtu příhradové analogie.

1D vnitřní síly
 Hodnoty: V_z
 Lineární výpočet
 Zatěžovací stav: ZS1
 Souřadný systém: Hlavní
 Extrém 1D: Globální
 Výběr: Vše



Obr. 48 Posouvající síly

1D vnitřní síly
 Hodnoty: M_y
 Lineární výpočet
 Zatěžovací stav: ZS1
 Souřadný systém: Hlavní
 Extrém 1D: Globální
 Výběr: Vše



Obr. 49 Ohybový moment

$$\begin{aligned}
 V_c &= 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot k_a \cdot k_s \cdot (f_c')^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v = \\
 &= 0,05 \cdot 1,0 \cdot 0,65 \cdot 0,70 \cdot 1,77 \cdot 1,36 \cdot 0,53 \cdot (30)^{1/3} \cdot 0,35 \cdot 0,878 \cdot 10^3 = \mathbf{27,7 \text{ kN}}
 \end{aligned}$$

(71) [vztah 8-17, CSA 806-12]

$$V_{c,min} = 0,11 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v = 0,11 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot 0,878 \cdot 10^3 = \mathbf{120,3 \text{ kN}}$$

$$V_{c,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot \sqrt{f_c'} \cdot b_w \cdot d_v = 0,22 \cdot 0,65 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35 \cdot 0,878 \cdot 10^3 = 240,7 \text{ kN}$$

(72) [odst. 8.4.4.5, CSA 806-12]

Efektivní smyková výška

$$\begin{aligned}
 d_v &= \max[0,9 \cdot d; 0,72 \cdot h] \\
 d_v &= \max[0,9 \cdot 0,975; 0,72 \cdot 1,050] = 0,878 \text{ m}
 \end{aligned}$$

(68) [kap. 8.1, CSA 806-12]

Redukční součinitel k_m

$$k_m = \sqrt{\frac{V_f \cdot d}{M_f}} = \sqrt{\frac{325\,000 \cdot 0,878}{578\,880}} = 0,70 \leq 1,0$$

(73) [vztah 8-18, CSA 806-12]

Součinitel k_r

$$k_r = 1 + (E_f \cdot \rho_{Fw})^{1/3} = 1 + (155 \cdot 0,003)^{1/3} = 1,77$$

(74) [vztah 8-19, CSA 806-12]

Podélný stupeň vyztužení lze uvažovat

$$\rho_{Fw} = \frac{A_F}{b \cdot d} = \frac{1018 \cdot 10^{-6}}{0,35 \cdot 1,001} = 0,003$$

(75) [kap. 2.3, CSA A23.3]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Do vzdálenosti 2,5d lze zvýšit únosnost

Vzdálenost l/2

$$k_a = \frac{2,5}{\frac{M_f}{V_f \cdot d}} = \frac{2,5}{\frac{578\,880}{325\,000 \cdot 0,975}} = 1,36$$

(76) [vztah 8-20, CSA 806-12]

Pro prvky s vyšší účinnou výškou než 300 se zavádí redukční vztah

$$k_s = \frac{750}{450 + d} = \frac{750}{450 + 975} = 0,53$$

(77) [vztah 8-21, CSA 806-12]

Maximální únosnost je omezena

$$V_{r,max} = 0,22 \cdot \Phi_c \cdot f'_c \cdot b_w \cdot d_v = 0,22 \cdot 0,65 \cdot 30 \cdot 0,35 \cdot 0,878 \cdot 10^3 = 1318,3 \text{ kN}$$

(118) [vztah 8-16, CSA 806-12]

Vyhovuje posouvající síle.

Průměrné přetvoření podélné výztuže v řezu v $l/4$

$$\varepsilon_l = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2 \cdot E_f \cdot A_F} \geq 0$$

$$\varepsilon_l = \frac{\frac{578\,880 \cdot 0,5}{0,878} + 325\,000}{2 \cdot 155\,000 \cdot 1018} = 2,074 \cdot 10^{-3}$$

(123) [vztah 8-25, CSA 806-12]

Úhel tlačené diagonály

$$\theta = 30^\circ + 7000 \cdot \varepsilon_l = 30 + 7000 \cdot 2,074 \cdot 10^{-3} = 44,5$$

(122) [odst. 8-24, CSA 806-12]

Maximální podélná vzdálenost třmínků

$$s = 0,6 \cdot d_v \cdot \cot \theta \leq 400 \text{ mm}$$

$$s = 0,6 \cdot 878 \cdot \cot 44,5 = 536 \leq 400 \text{ mm}$$

$$s = 400 \text{ mm}$$

(126) [odst. 8.4.6.1, CSA 806-12]

Omezené tahové napětí v třmínku lze uvažovat

$$f_{Fu} = \min[0,005 \cdot E_f; 0,4 \cdot f_{Fu}; 1200 \text{ MPa}]$$

$$f_{Fu} = \min[0,005 \cdot 155\,000; 0,4 \cdot 1\,640; 1200 \text{ MPa}]$$

$$f_{Fu} = 775 \text{ MPa}$$

(120) [odst. 8.4.4.9, CSA 806-12]

Minimální plocha smykové výztuže

$$A_{Fv} = 0,07 \cdot \sqrt{f'_c} \cdot \frac{b_w \cdot s}{0,4 \cdot f_{Fu}}$$

$$s = \frac{A_{Fv} \cdot (0,4 \cdot f_{Fu})}{0,07 \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w} = \frac{157 \cdot (0,4 \cdot 775)}{0,07 \cdot \sqrt{30} \cdot 0,35} \cdot 10^{-3} = 362 \text{ mm}$$

$$A_{Fv} = 0,07 \cdot \sqrt{30} \cdot \frac{0,35 \cdot 0,362}{0,4 \cdot 775} = 157 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

(125) [vztah 8.28, CSA 806-12]

Konstrukční únosnost třmínků

$$V_{SF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta = \frac{0,4 \cdot 0,75 \cdot 157 \cdot 775 \cdot 0,878}{0,360} \cdot 1,02 = 90,8 \text{ kN}$$

(119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

Pro betony s FRP třmínky platí

$$V_r = V_c + V_{SF} = 120,3 + 90,8 = \mathbf{211,1 \text{ kN} \not\geq V_f = 325 \text{ kN}}$$

(117) [vztah 8-14, CSA 806-12]

Nevyhovují třmínky Ø10/360 mm.

Únosnost třmínků

$$V_{SF} = \frac{0,4 \cdot \Phi_F \cdot A_{Fv} \cdot f_{Fu} \cdot d_v}{s} \cdot \cot \theta = \frac{0,4 \cdot 0,75 \cdot 157 \cdot 775 \cdot 0,878}{0,15} \cdot 1,02 = 217,9 \text{ kN}$$

(119) [vztah 8-22, CSA 806-12]

Pro betony s FRP třmínky platí

$$V_r = 120,3 + 217,9 = \mathbf{338,2 \text{ kN} \geq V_f = 325 \text{ kN}}$$

(117) [vztah 8-14, CSA 806-12]

Vyhovují třmínky Ø10/150 mm.

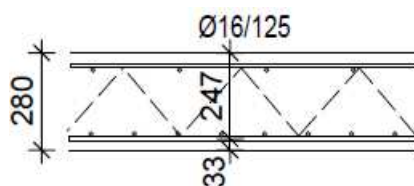
Shrnutí příhradové idealizace dle CSA S806-12

Návrh příhradové analogie je v tomto případě ekonomičtější i přes velmi podobný úhel tlakové diagonály 45° oproti 44,5°. Obecně lze nízké nosníky počítat do poměru $\frac{h}{l} \sim 0,25$, poté se již začne na jejich únosnosti projevovat klenbový účinek. Tento prvek má poměr $\frac{h}{l} = 0,3$ a nelze ho považovat za nízký nosník, resp. základní výpočet z CSA S806-12 není doporučen. Mj. prvek lze vyztužit i kombinací obrázků 46 a 47, čímž by se materiálová úspora projevila v ještě větší míře pro výpočet příhradové idealizace.

G) Parametrická studie

G.I) Rozbor vztahů pro prvky bez smykové výztuže

Následující kapitola prezentuje výsledky provedené parametrické studie, která má za cíl stanovit citlivost vztahů smykové únosnosti při proměnném stupni vyztužení, třídě betonu, účinné výšce a typu výztuže (modul pružnosti). Jedná se o deskový prvek shodný s prvkem v kapitole D).



Výchozí hodnoty do vztahů, pokud nejsou v proměnné hodnotě

Material

Beton C30/37, (XC2, XD2)

Charakteristická pevnost betonu v tlaku:

$$f_{ck} = 30 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle ACI 318-8:

$$f_c = 30 \text{ MPa}$$

Pevnost betonu v tlaku dle CSA-A23.1-14/A23.2-14

$$f'_c = 30 \text{ MPa}$$

Výztuž GFRP Ø16/125

Plocha výztuže

$$A_f = 1608 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$$

Charakteristická pevnost v tahu:

$$f_{fk} = 1100 \text{ MPa}$$

Střední hodnota pevnosti v tahu:

$$f_{f,m} = 1150 \text{ MPa}$$

Zaručený tahový modul

$$f_{fu}^* = 1059 \text{ MPa}$$

Modul pružnosti

$$E_f = 60 \text{ GPa}$$

Krycí vrstva

$$c_{nom} = 25 \text{ mm}$$

Výška prvku

$$h = 280 \text{ mm}$$

Účinná výška

$$d = 247 \text{ mm}$$

ACI440.1R-15

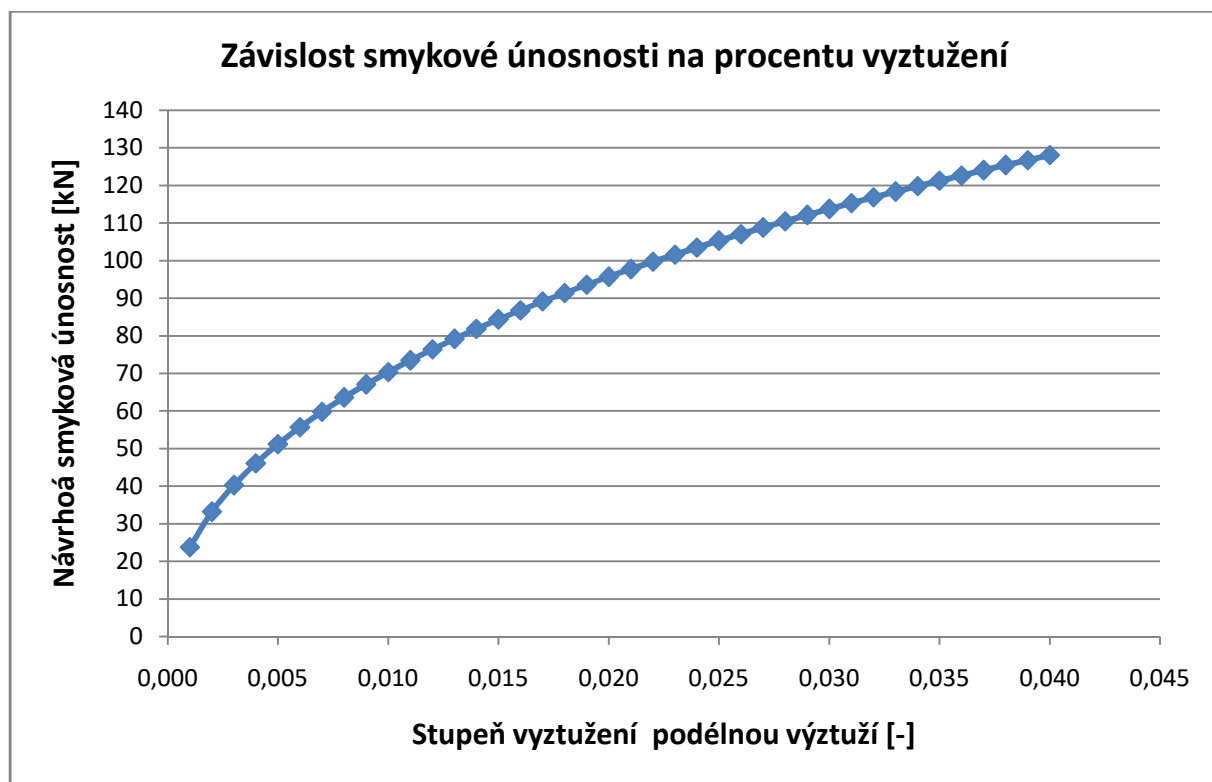
Vzorec pro výpočet návrhové smykové únosnosti průřezu bez smykové výztuže

$$V_n = \Phi \cdot V_c = \frac{2}{5} \cdot \sqrt{f_c} \cdot b_w \cdot (k \cdot d)$$

(53) [vztah 8.2a, ACI440.1R-15]

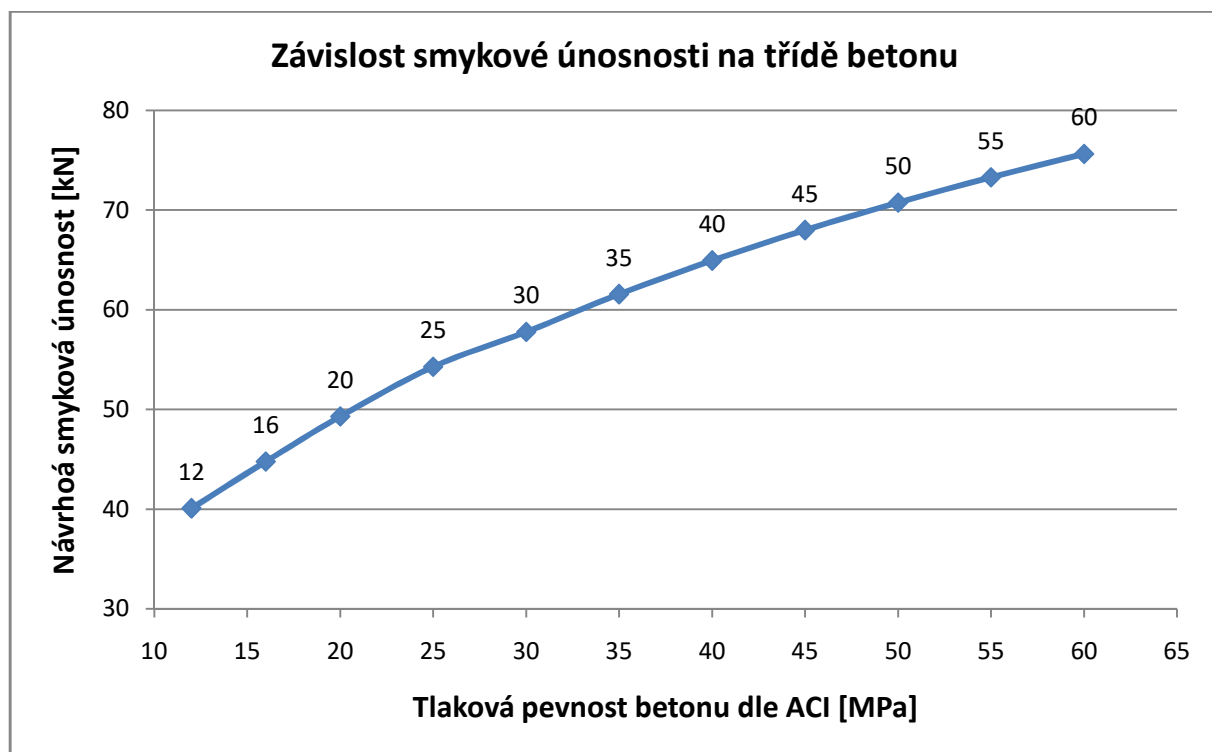
jednotlivé konstanty jsou popsány v kapitole D)

Tab. 10 Závislost smykové únosnosti na procentu vyztužení podélné výztuže



Proměnná v Tab.10 je plocha výztuže A_f , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek je vyztužen $\rho_f = 0,0065$.

Tab. 11 Závislost smykové únosnosti na třídě betonu



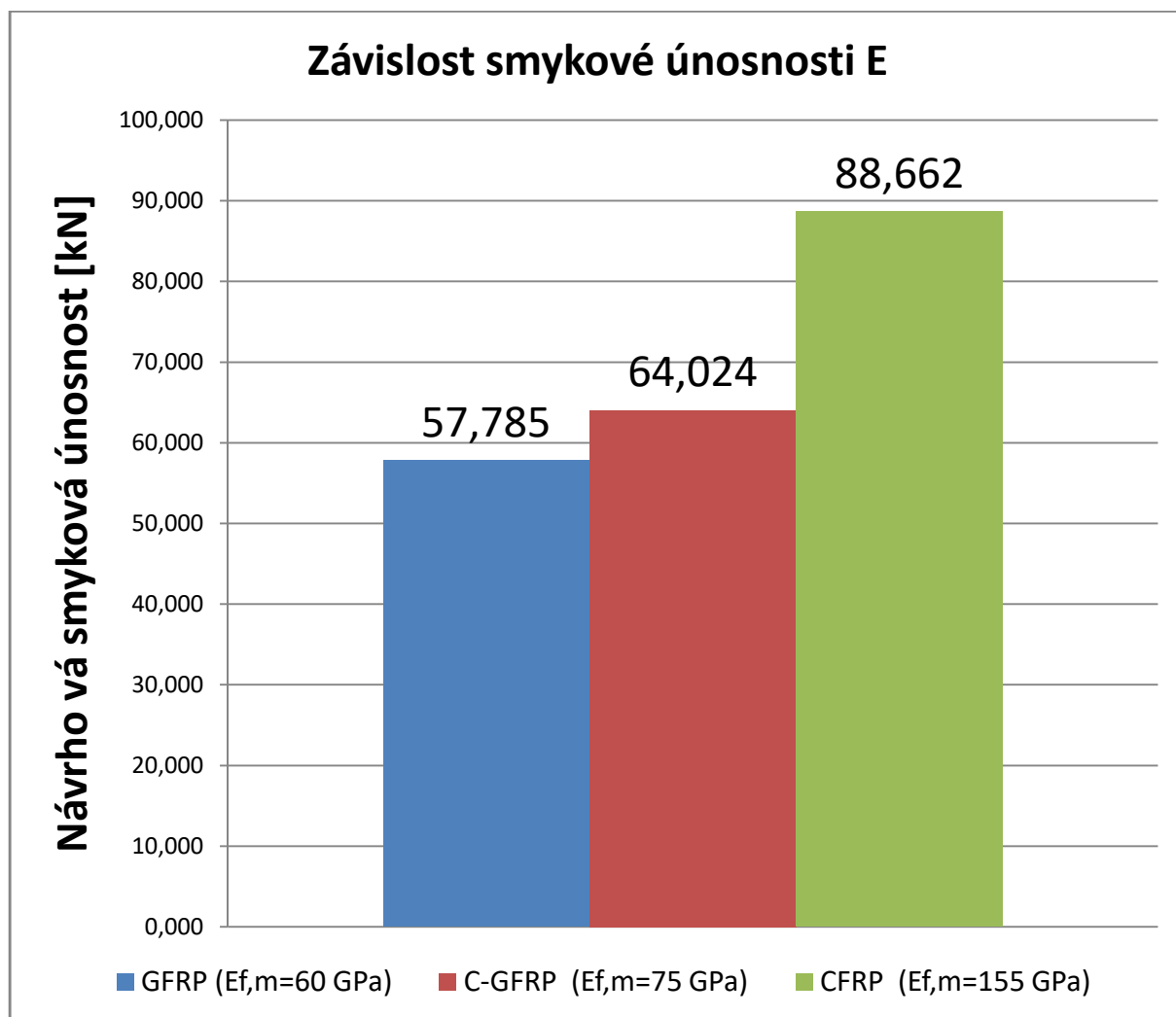
Proměnná v Tab.11 je pevnost betonu f_c , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $f_c = 30 \text{ MPa}$.

Tab. 12 Závislost smykové únosnosti na účinné výšce průřezu



Proměnná v Tab.12 je pevnost betonu d , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $d = 247 \text{ mm}$.

Tab. 13 Závislost smykové únosnosti na modulu pružnosti podélné tahové výztuže



Z grafů je patrné, že se zvyšujícím stupněm podélného vyztužení roste jeho únosnost ve smyku, avšak tato únosnost neroste lineárně k množství přidané výztuže, neboť se zmenšuje rameno vnitřních sil mezi taženou výztuží a rostoucí tlakovou betonovou oblastí. U závislosti na třídě betonu je tato únosnost závislá především na odmocnině tlakové pevnosti betonu, ale i na jeho modulu pružnosti ze vzorce (56). Smyková únosnost v případě rostoucí účinné výšky je lineární, avšak značně neefektivní neboť s ní roste i zatížení konstrukce. I záměna typu výztuže z tab. 13 je značně finančně neefektivní.

CSA S806-12

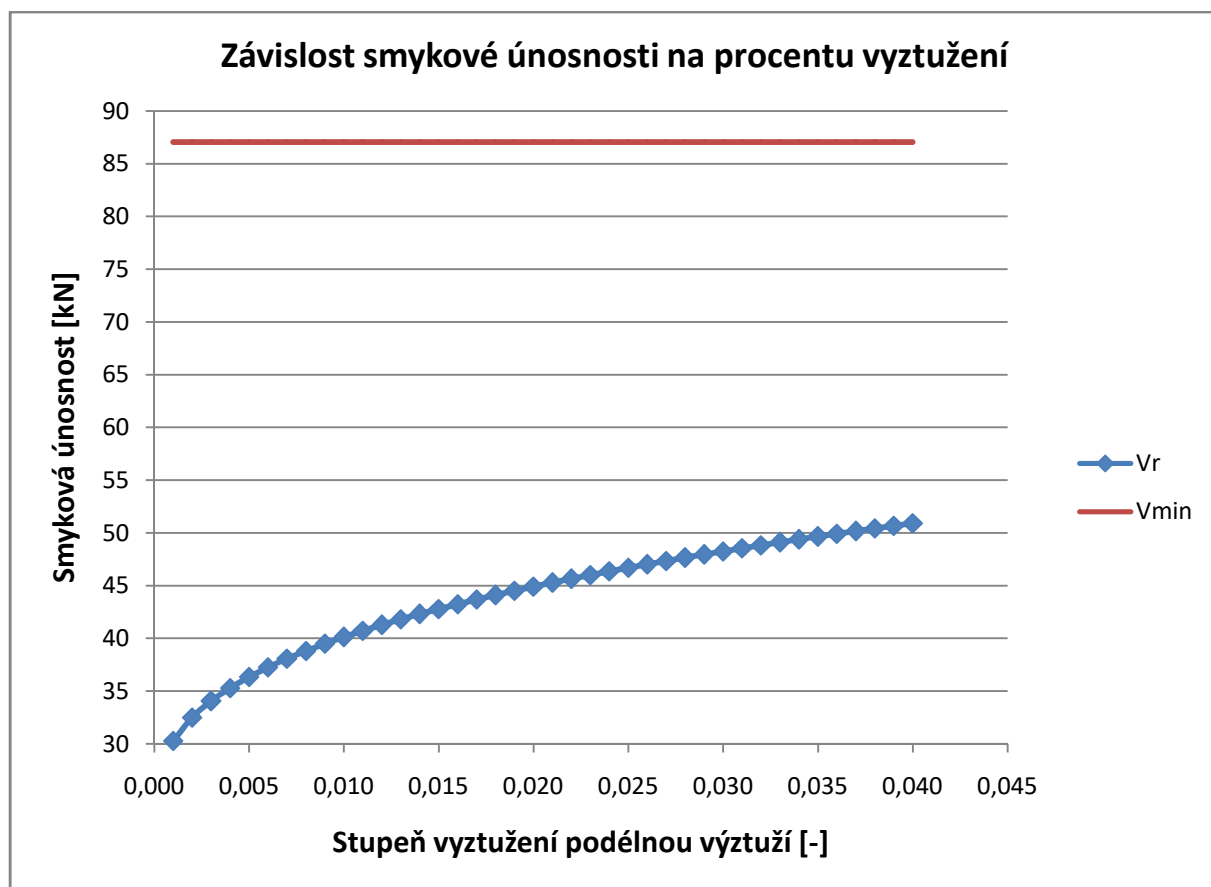
Vzorec pro výpočet návrhové smykové únosnosti průřezu bez smykové výztuže

$$V_c = 0,05 \cdot \lambda \cdot \Phi_c \cdot k_m \cdot k_r \cdot (f'_c)^{1/3} \cdot b_w \cdot d_v$$

(61) [vztah 8-17, CSA 806-12]

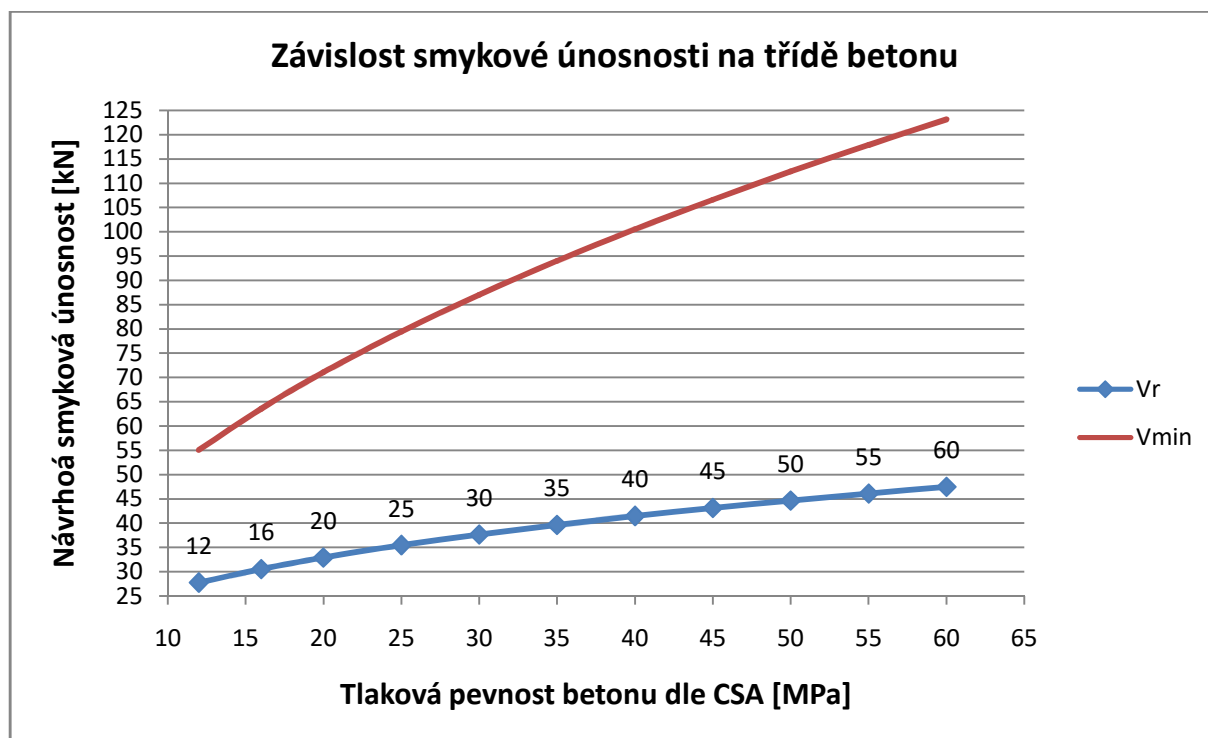
jednotlivé konstanty jsou popsány v kapitole D)

Tab. 14 Závislost smykové únosnosti na procentu vyztužení podélné výztuže



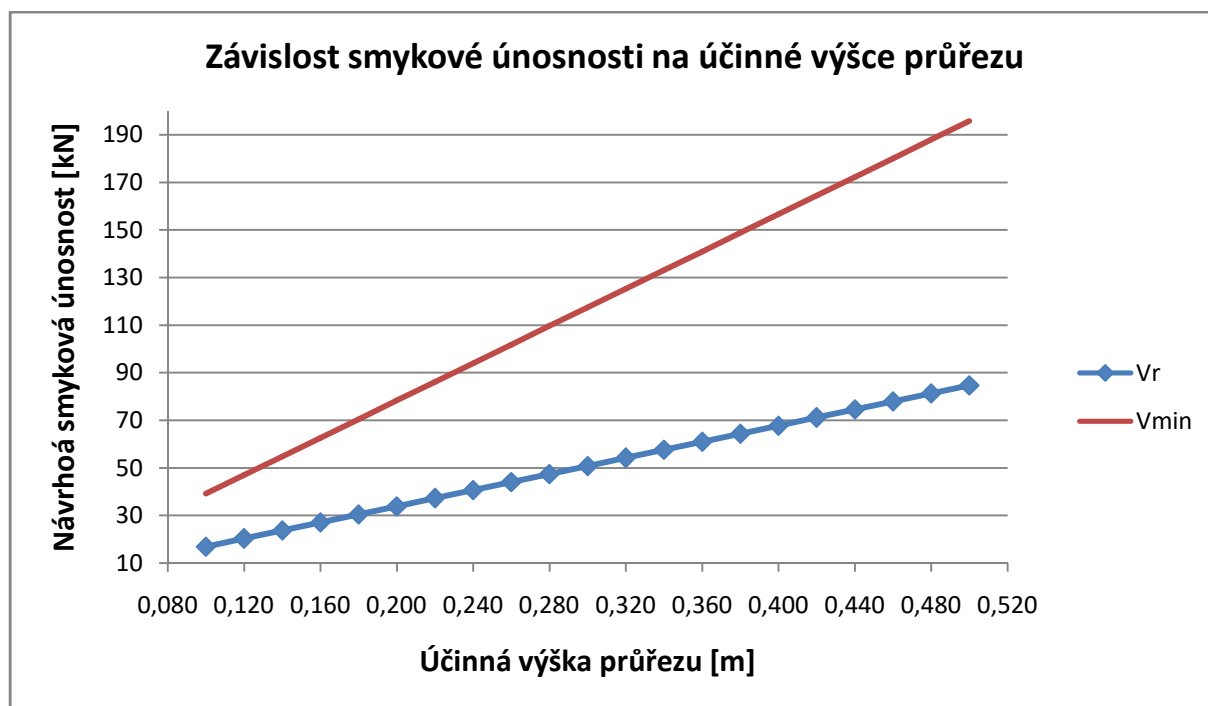
Proměnná v Tab.14 je plocha výztuže A_f , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek je vyztužen $\rho_f = 0,0065$.

Tab. 15 Závislost smykové únosnosti na třídě betonu



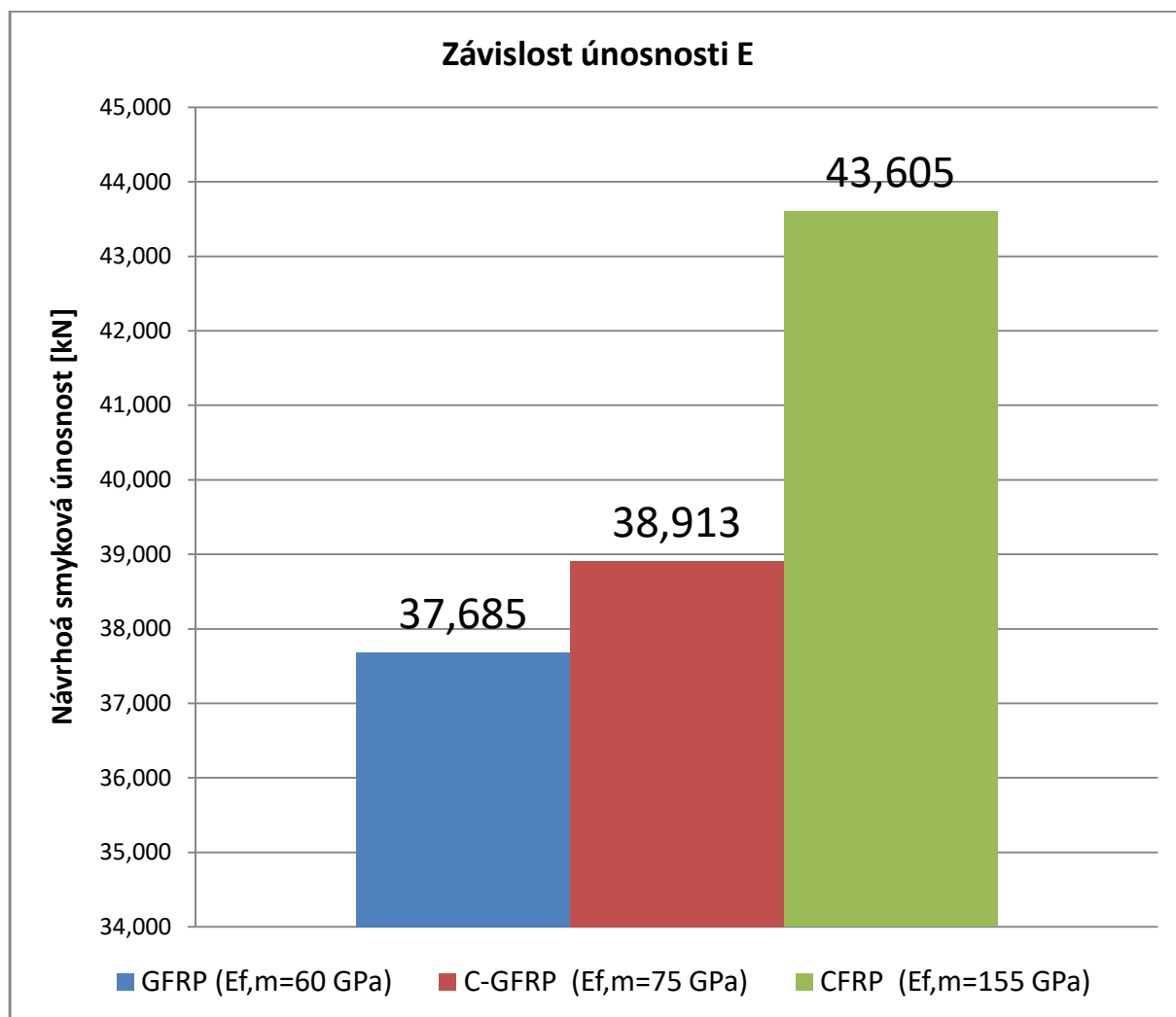
Proměnná v Tab.15 je pevnost betonu f_c , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $f_c = 30 \text{ MPa}$.

Tab. 16 Závislost smykové únosnosti na účinné výšce průřezu



Proměnná v Tab.12 je pevnost betonu d , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $d = 247 \text{ mm}$.

Tab. 17 Závislost smykové únosnosti na modulu pružnosti podélné tahové výztuže



V případě zvyšujícího se stupně vyztužení již není znatelný takový růst únosnosti jako v případě americké normy, neboť zde únosnost roste s $1/3$ mocnitelem podélného vyztužení. K předpisu CSA je dobré poznamenat, že zavádí minimální únosnost, kterou jsou prakticky veškeré grafy omezeny. Vztah (61) v normě CSA-A23.3-04 totiž neobsahuje pevnost betonu v mocnině na $1/3$, ale v odmocnině, tedy $1/2$, a proto prakticky veškeré vyztužené průřezy jsou v současné době zpravidla omezeny minimální pevností betonu ve smyku. U závislosti na třídě betonu je tato únosnost závislá pouze na jeho třetí odmocnině v tlaku. Závislost na účinné výšce je lineární. Smyková únosnost velmi málo reflektuje i typ použité výztuže.

FIB bulletin No.40

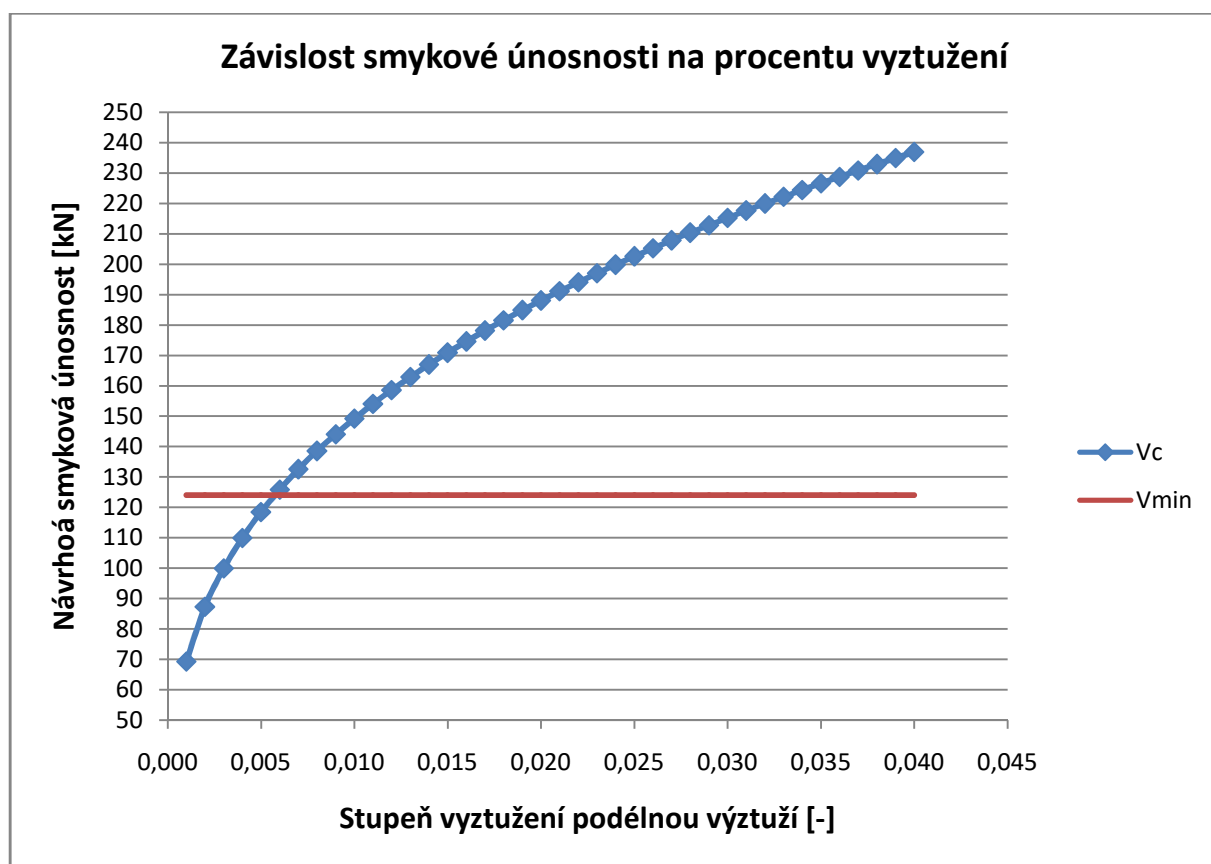
Vzorec pro výpočet návrhové smykové únosnosti průřezu bez smykové výztuže

$$V_{ef} = 0,12 \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \right) \cdot \left(100 \cdot \frac{A_f}{b_w \cdot d} \cdot \frac{E_f}{E_s} \cdot \phi_\varepsilon \cdot f_{ck} \right)^{1/3} \cdot b_w \cdot d$$

(51) [vztah 6-20, FIB bulletin No.40]

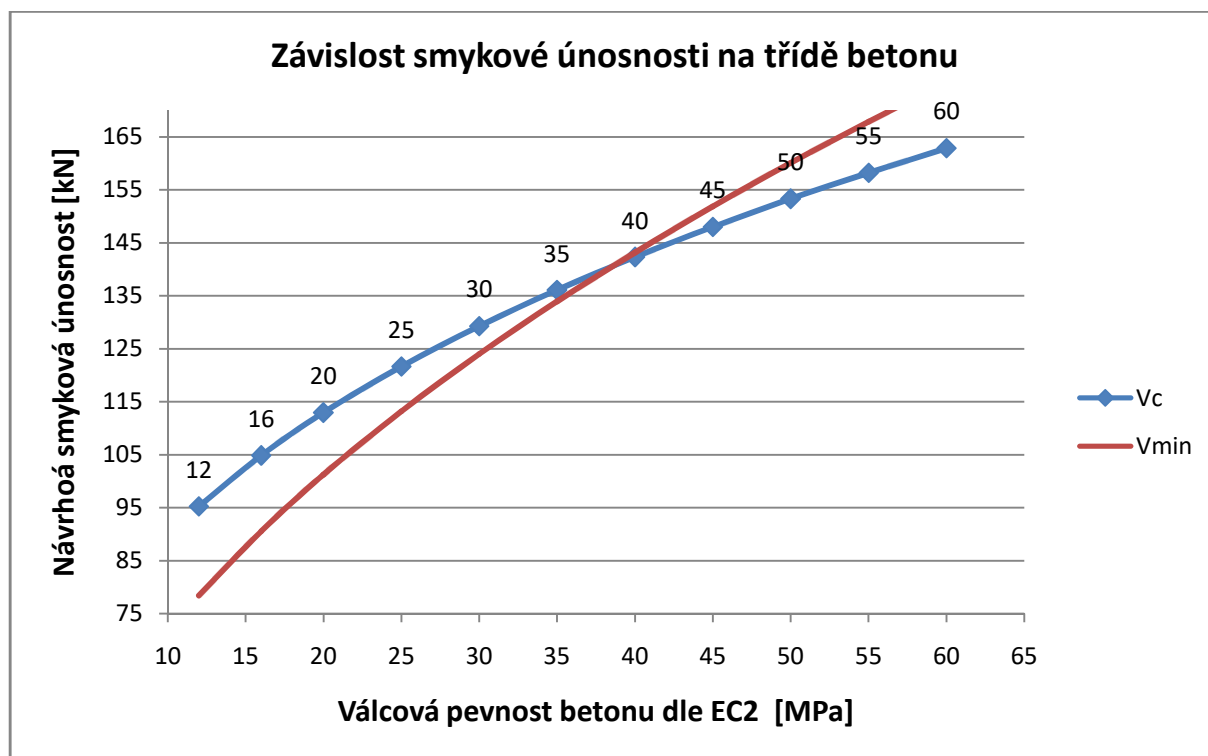
jednotlivé konstanty jsou popsány v kapitole D)

Tab. 18 Závislost smykové únosnosti na procentu vyztužení podélné výztuže



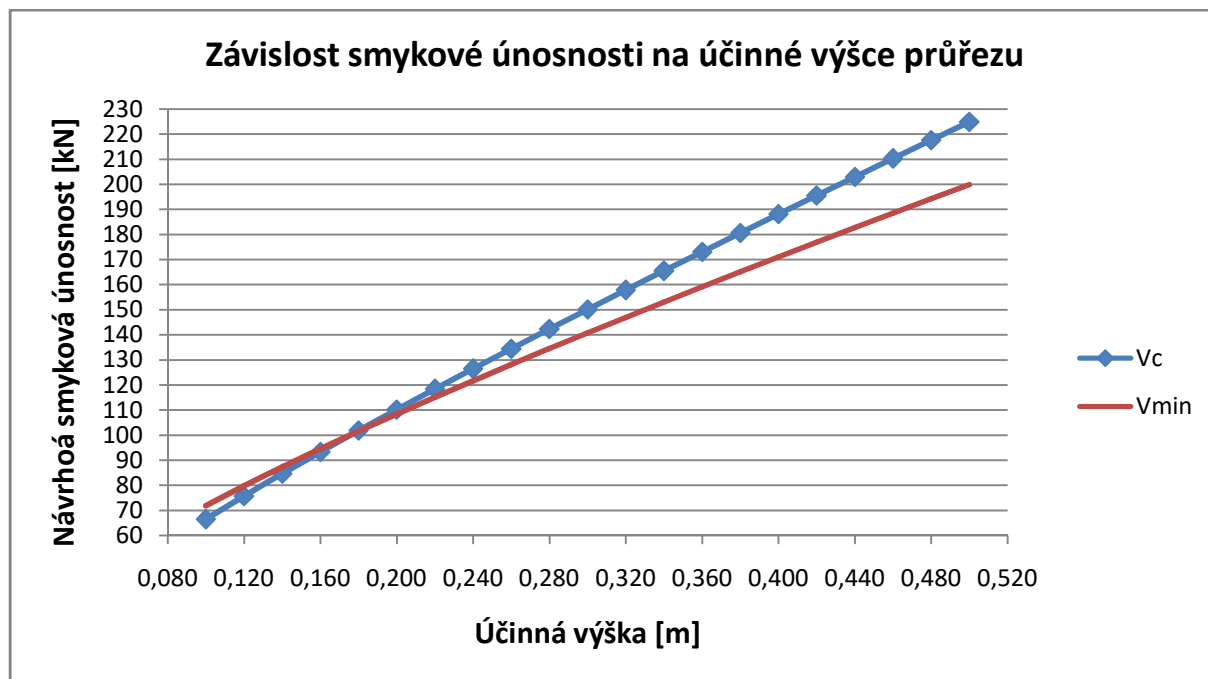
Proměnná v Tab.14 je plocha výztuže A_f , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek je vyztužen $\rho_f = 0,0065$.

Tab. 19 Závislost smykové únosnosti na třídě betonu



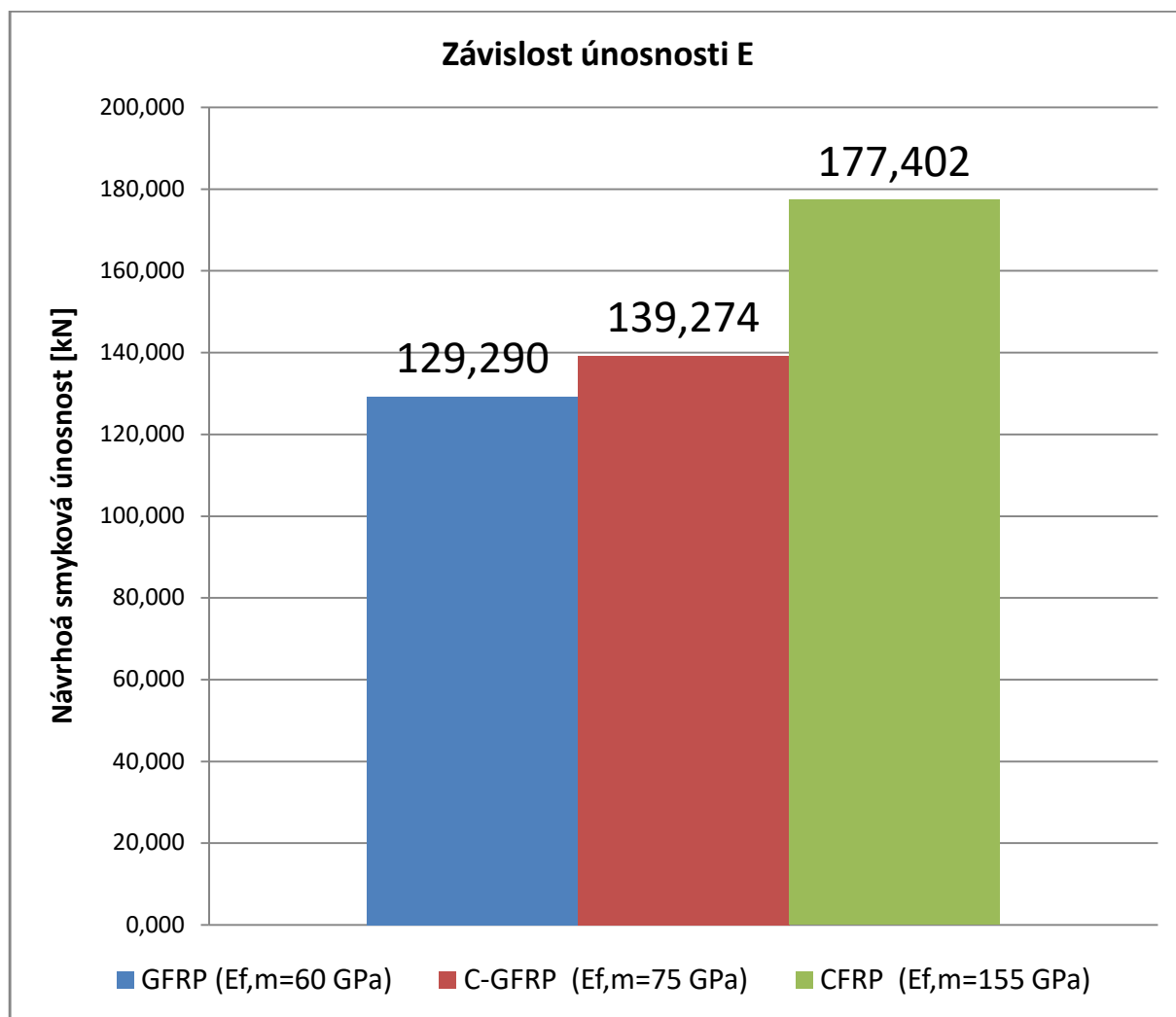
Proměnná v Tab.15 je pevnost betonu f_c , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $f_c = 30 \text{ MPa}$.

Tab. 20 Závislost smykové únosnosti na účinné výšce průřezu



Proměnná v Tab.12 je pevnost betonu d , zbylé proměnné jsou konstantní viz. výchozí hodnoty. Výchozí prvek $d = 247 \text{ mm}$.

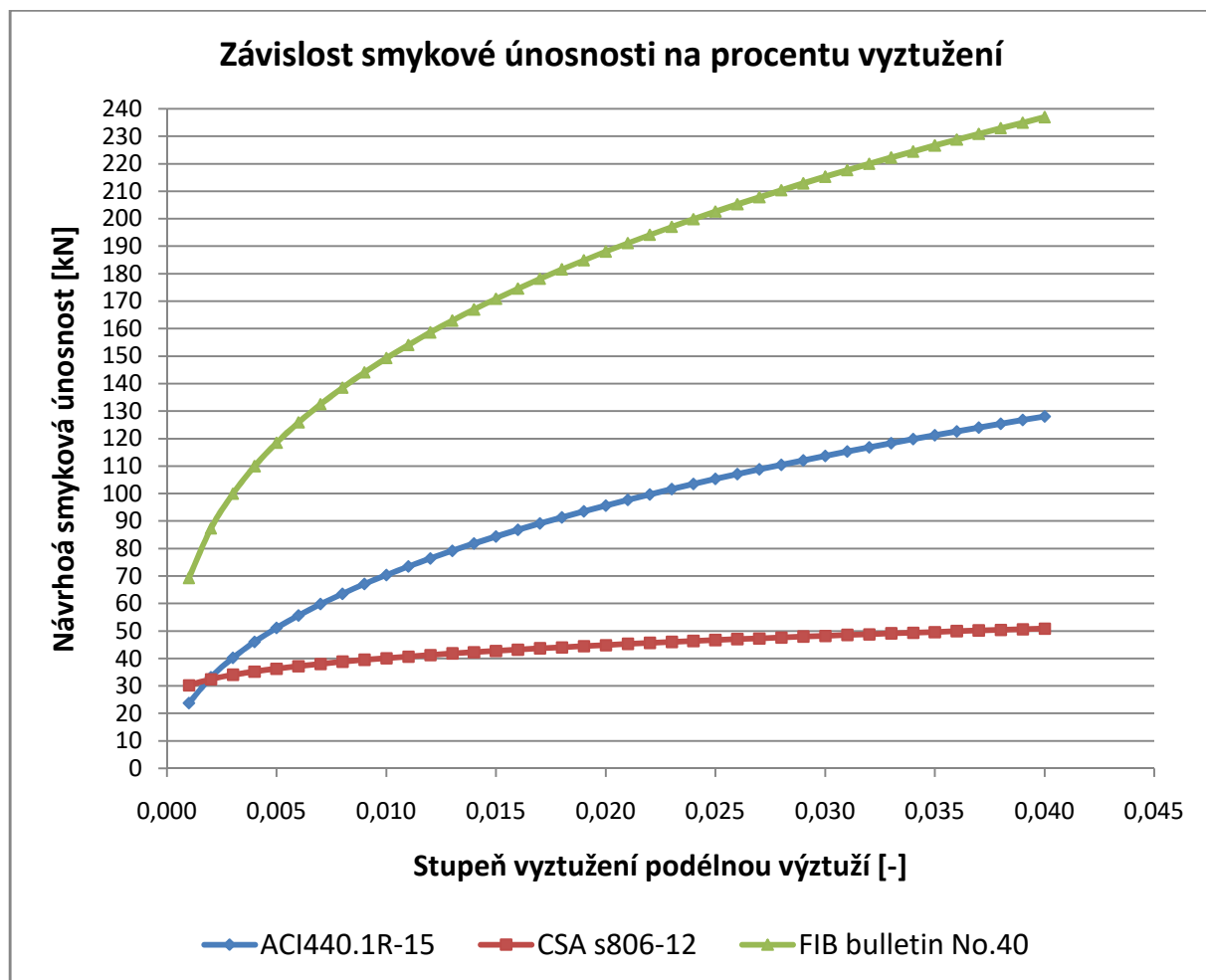
Tab. 21 Závislost smykové únosnosti na modulu pružnosti podélné tahové výztuže



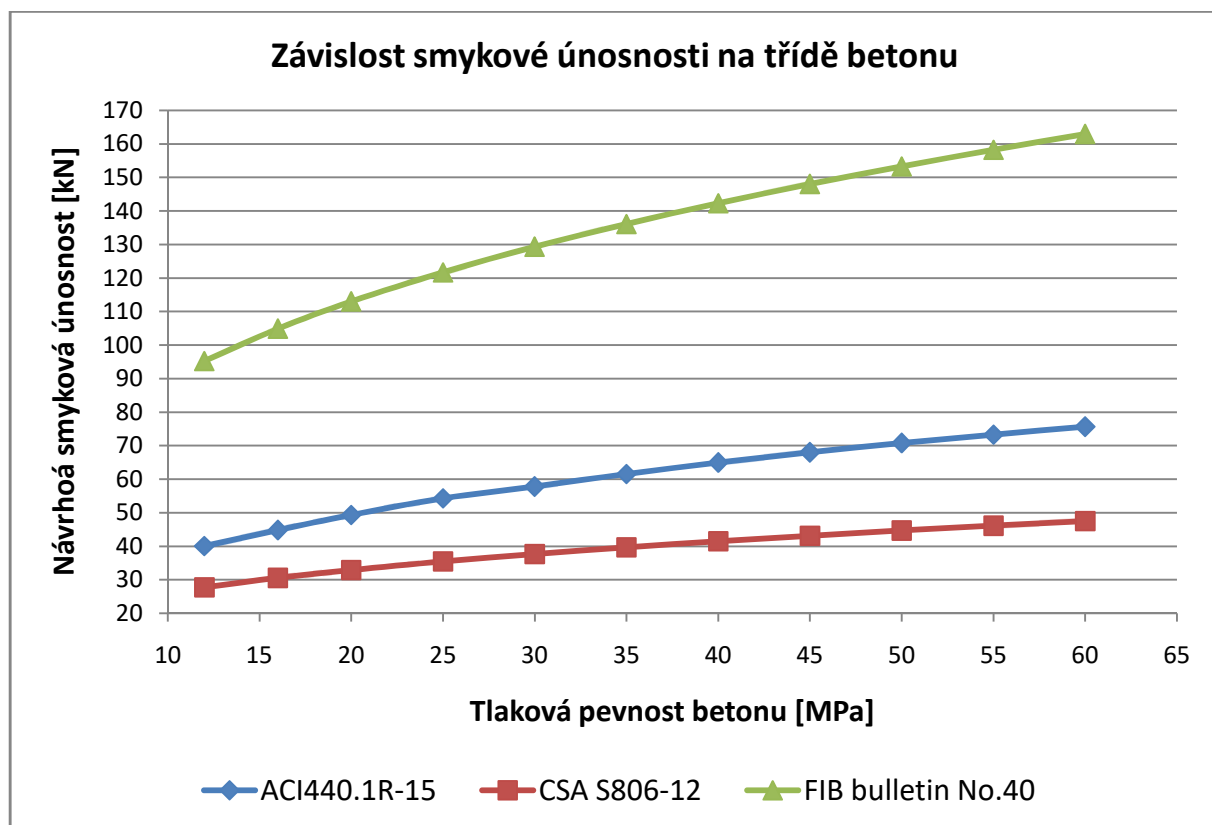
Stejně jako u předešlých je z grafu dle stupně vyztužení a tlakové pevnosti betonu patrné, že se zvyšujícím stupněm podélného vyztužení roste jeho únosnost ve smyku. Nárůst u této pevnosti není lineární, ale roste s mocninou $1/3$. Závislost na účinné výšce je lineární. Smyková únosnost reflektuje i typ použité výztuže, tato záměna zůstává stále neekonomická.

Orientační srovnání smykových únosností

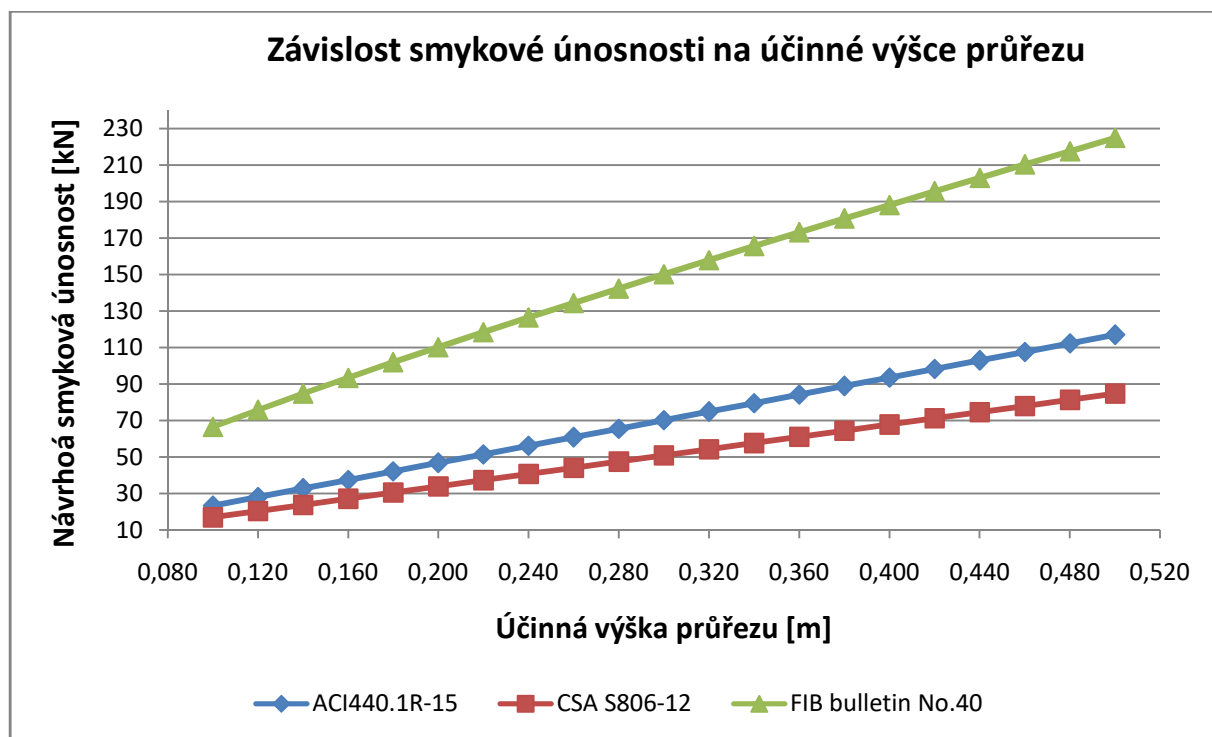
Tab. 22 Závislost smykové únosnosti na procentu vyztužení podélné výztuže



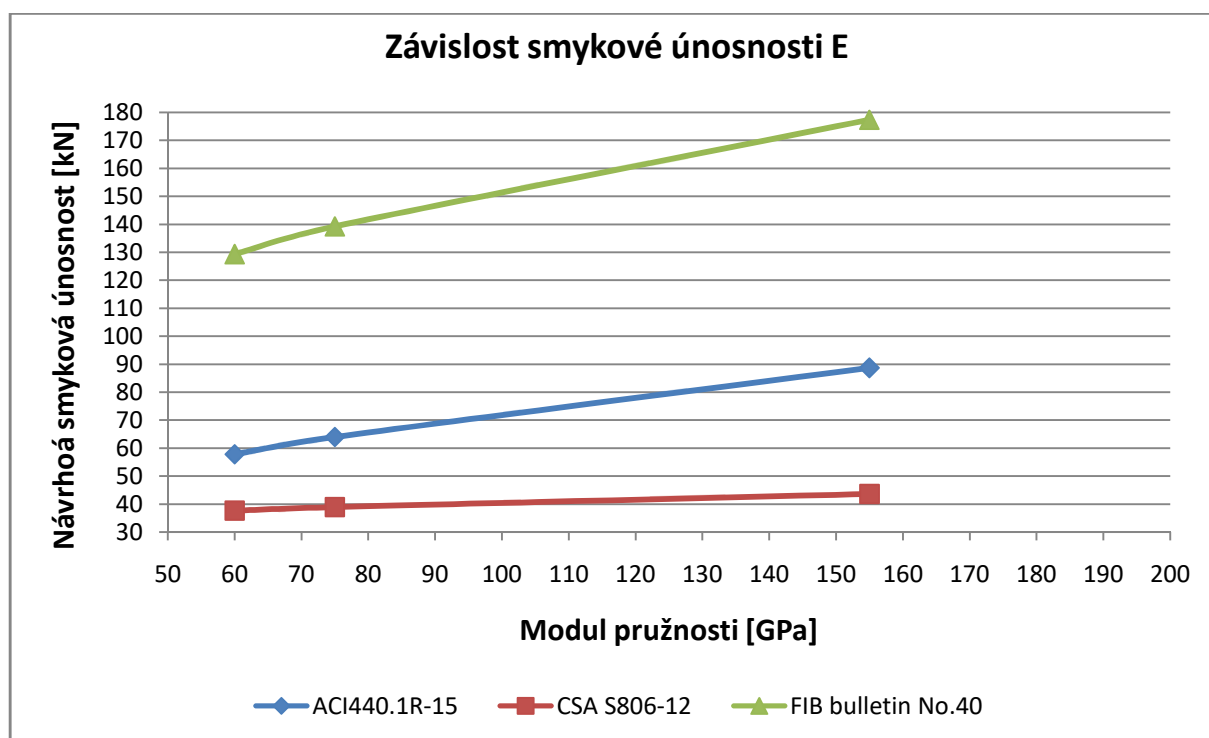
Tab. 23 Závislost smykové únosnosti na třídě betonu



Tab. 24 Závislost smykové únosnosti na účinné výšce průřezu



Tab. 25 Závislost smykové únosnosti na modulu pružnosti podélné tahové výztuže



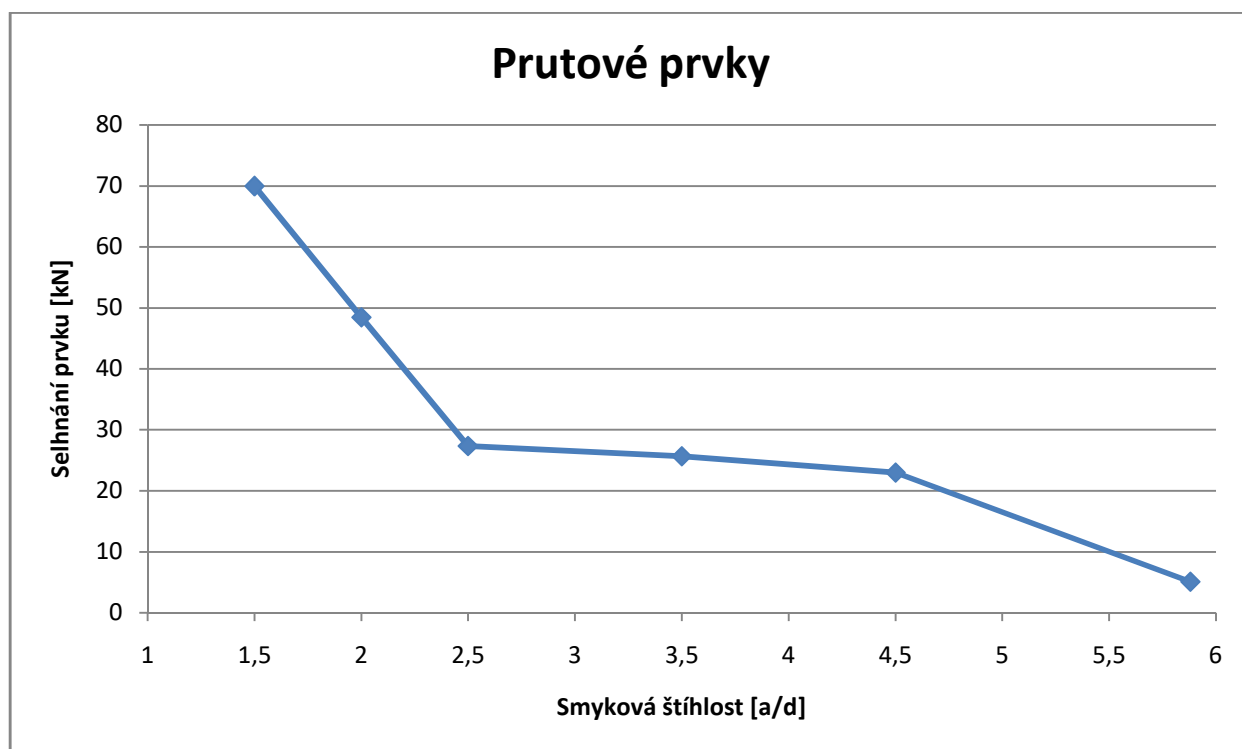
Předešlé tabulky srovnání předpisu mezi sebou nejsou přes rozdílný koncept spolehlivosti přímo porovnatelné, mají pouze hrubý orientační účel.

G.II) Porovnání s experimenty publikovanými v zahraničních studiích

Data v této kapitole jsou čerpána z [14], [15], [16], [17], [18].

Tato kapitola porovnává výsledky skutečných zkoušek se vzorci (51), (53) a (61) bez návrhových součinitelů a ve středních hodnotách. Nebyla tedy brána v potaz minimální smyková únosnost dána v předpisech CSA a FIB. Zkouška 4PB značí čtyřbodý ohyb. Z grafu 26 je zřejmé, že skutečná únosnost, kromě proměnných uvedených v předešle kapitole, závisí i na smykové štíhlosti, kterou značíme $\lambda_d = \frac{a}{d}$, kde a značí vzdálenost zatížení od podpory a d účinnou výšku průřezu. Prvky byly roztrženy do dvou tabulek „Prutové prvky“ viz tab. 27 a „Deskové prvky“ viz. tab. 28. Jediný FIB bulletin No.1 ve dvou testech s vyšší smykovou štíhlostí nadhodnotil únosnost prvku. U prvků se smykovou štíhlostí $\lambda_d < 8$ lze tedy předpokládat, že všechny návrhové přístupy jsou bezpečné.

Tab. 26 Závislost smykové únosnosti na smykové štíhlosti



Tab. 26 je stanovena z tab. 27 a jsou to zprůměrované hodnoty příslušné smykové štíhlosti u testovaných prvků.

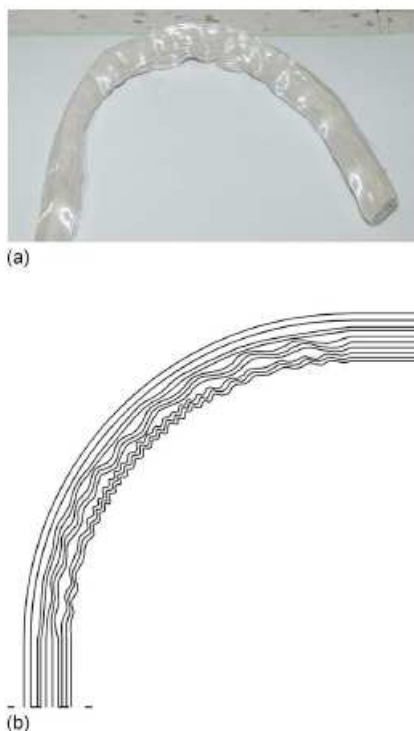
| Prutové prvky (tab. 27) | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|-------------------------------------|----------|------|--------|-----------|--------|-----|-----------------------|------|-----------------------------------|--------------------|----------------------|-----------------------|------------------|--------|---------|----------|------------|----------|------|
| Vzorek | | | | Geometrie | | | Beton | | Podélná výztuž | | | | Síla při selhání | | | | Předpoklad | | |
| ID | Počet | Test | b [mm] | h [mm] | d [mm] | a/d | f _{cm} [MPa] | Typ | A _F [mm ²] | ρ _F [%] | E _F [GPa] | f _{Fu} [MPa] | P [kN] | V [kN] | ΔV [kN] | ACI [kN] | CSA [kN] | FIB [kN] | |
| Jang et al. (2009) | C-1,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,33 | 146 | 2 130 | 170,1 | 86,1 | 1 | 15,3 | 10,7 | 24,5 |
| | C-1,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,44 | 146 | 2 130 | 101,7 | 51,6 | 0,8 | 13,1 | 8,4 | 20,3 |
| | C-1,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | CFRP | 253 | 0,79 | 148 | 2 023 | 158,4 | 79,9 | 0,8 | 17,0 | 9,3 | 24,7 |
| | G-1,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,33 | 48 | 980 | 127,1 | 64,6 | 1 | 9,1 | 9,3 | 16,9 |
| | G-1,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,44 | 48 | 980 | 123,8 | 62,7 | 1,46 | 7,8 | 7,2 | 14,0 |
| | G-1,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 1,5 | 30 | GFRP | 253 | 0,79 | 49 | 941 | 147,9 | 74,7 | 1,47 | 10,4 | 7,8 | 17,1 |
| | C-2,0-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 2 | 30 | CFRP | 143 | 0,33 | 146 | 2 130 | 97,8 | 49,9 | 1,06 | 15,3 | 10,7 | 24,5 |
| | C-2,0-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2 | 30 | CFRP | 143 | 0,44 | 146 | 2 130 | 87,6 | 44,6 | 1,16 | 13,1 | 8,4 | 20,3 |
| | C-2,0-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2 | 30 | CFRP | 253 | 0,79 | 148 | 2 023 | 113,8 | 57,7 | 1,32 | 17,0 | 9,3 | 24,7 |
| | G-2,0-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 2 | 30 | GFRP | 143 | 0,33 | 48 | 980 | 100,4 | 51,2 | 1,5 | 9,1 | 9,3 | 16,9 |
| | G-2,0-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2 | 30 | GFRP | 143 | 0,44 | 48 | 980 | 86,4 | 44 | 1,58 | 7,8 | 7,2 | 14,0 |
| | G-2,0-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2 | 30 | GFRP | 253 | 0,79 | 49 | 941 | 85 | 43,3 | 1,31 | 10,4 | 7,8 | 17,1 |
| | C-2,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,33 | 146 | 2 130 | 68,7 | 35,4 | 1,05 | 15,3 | 10,7 | 24,5 |
| | C-2,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,44 | 146 | 2 130 | 48,8 | 25,2 | 0,91 | 13,1 | 8,4 | 20,3 |
| | C-2,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | CFRP | 253 | 0,79 | 148 | 2 023 | 50,6 | 26,1 | 0,79 | 17,0 | 9,3 | 24,7 |
| | G-2,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,33 | 48 | 980 | 49,4 | 25,7 | 1,05 | 9,1 | 9,3 | 16,9 |
| | G-2,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,44 | 48 | 980 | 47,3 | 24,4 | 1,23 | 7,8 | 7,2 | 14,0 |
| | G-2,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 2,5 | 30 | GFRP | 253 | 0,79 | 49 | 941 | 52,9 | 27,2 | 1,15 | 10,4 | 7,8 | 17,1 |
| | C-3,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,33 | 146 | 2 130 | 57,1 | 29,5 | 1,04 | 15,3 | 10,7 | 24,5 |
| | C-3,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,44 | 146 | 2 130 | 52,4 | 27 | 1,16 | 13,1 | 8,4 | 20,3 |
| | C-3,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | CFRP | 253 | 0,79 | 148 | 2 023 | 57,9 | 29,7 | 1,07 | 17,0 | 9,3 | 24,7 |
| | G-3,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,33 | 48 | 980 | 49,7 | 25,9 | 1,11 | 9,1 | 9,3 | 16,9 |
| | G-3,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,44 | 48 | 980 | 40,8 | 21,2 | 1,21 | 7,8 | 7,2 | 14,0 |
| | G-3,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 3,5 | 30 | GFRP | 253 | 0,79 | 49 | 941 | 39,7 | 20,6 | 1,03 | 10,4 | 7,8 | 17,1 |
| C-4,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,33 | 146 | 2 130 | 51,6 | 26,8 | 1,07 | 15,3 | 10,7 | 24,5 | |
| C-4,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | CFRP | 143 | 0,44 | 146 | 2 130 | 47,9 | 24,7 | 1,21 | 13,1 | 8,4 | 20,3 | |
| C-4,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | CFRP | 253 | 0,79 | 148 | 2 023 | 55,1 | 28,3 | 1,16 | 17,0 | 9,3 | 24,7 | |
| G-4,5-R1 | 2 | 4PB | 200 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,33 | 48 | 980 | 38,4 | 20,2 | 0,87 | 9,1 | 9,3 | 16,9 | |
| G-4,5-R2 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | GFRP | 143 | 0,44 | 48 | 980 | 33,2 | 17,3 | 0,99 | 7,8 | 7,2 | 14,0 | |
| G-4,5-R3 | 2 | 4PB | 150 | 250 | 215 | 4,5 | 30 | GFRP | 253 | 0,79 | 49 | 941 | 39,9 | 20,7 | 1,18 | 10,4 | 7,8 | 17,1 | |
| Olivito and Zuccar. (2010) | I | 5 | 3PB | 150 | 200 | 170 | 5,88 | 20 | CFRP | 339 | 1,33 | 113 | 1725 | 37,5 | 19,3 | 1,21 | 12,9 | 6,7 | 19,2 |
| | II | 5 | 3PB | 150 | 200 | 170 | 5,88 | 20 | CFRP | 565 | 2,22 | 113 | 1725 | 48,1 | 24,6 | 1,31 | 15,9 | 7,3 | 22,8 |
| | III | 5 | 3PB | 150 | 200 | 170 | 5,88 | 26,6 | CFRP | 339 | 1,33 | 113 | 1725 | 51,6 | 26,4 | 1,5 | 14,3 | 7,3 | 21,2 |
| | IV | 5 | 3PB | 150 | 200 | 170 | 5,88 | 26,6 | CFRP | 565 | 2,22 | 113 | 1725 | 54,4 | 27,7 | 1,35 | 17,7 | 8,1 | 25,1 |

| Deskové prvky (tab. 28) | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|-------------------------|---------|------|--------|-----------|--------|-------|-----------------------|----------------|-----------------------------------|--------------------|----------------------|-----------------------|------------------|--------|---------|----------|------------|----------|--|
| Vzorek | | | | Geometrie | | | Beton | Podélná výztuž | | | | | Síla při selhání | | | | Předpoklad | | |
| ID | Počet | Test | b [mm] | h [mm] | d [mm] | a/d | f _{cm} [MPa] | Typ | A _F [mm ²] | ρ _F [%] | E _F [GPa] | f _{Fu} [MPa] | P [kN] | V [kN] | ΔV [kN] | ACI [kN] | CSA [kN] | FIB [kN] | |
| Michaluk et al. | I-150-C | 1 | 4PB | 1000 | 150 | 104 | 12,5 | GFRP | 506 | 0,49 | 41 | 692 | 74,6 | 42,1 | 4,8 | 32,7 | 30,0 | 59,7 | |
| | I-200-C | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 154 | 8,44 | GFRP | 1191 | 0,76 | 41 | 692 | 158,1 | 85,2 | 6,2 | 59,6 | 47,0 | 102,4 | |
| El-Sayed et al. (2005) | SC-1 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 165 | 6,06 | CFRP | 639 | 0,39 | 114 | 1536 | 280 | 145 | 5 | 62,8 | 44,8 | 104,5 | |
| | S-C2B | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 165 | 6,06 | CFRP | 1278 | 0,77 | 114 | 1536 | 334 | 172 | 5 | 85,4 | 49,7 | 131,1 | |
| | S-C3B | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 161 | 6,21 | CFRP | 1917 | 1,19 | 114 | 1536 | 380 | 195 | 5 | 100,8 | 52,2 | 148,0 | |
| | S-G1 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 162 | 6,17 | GFRP | 1386 | 0,86 | 40 | 597 | 226 | 118 | 5 | 54,8 | 42,4 | 94,2 | |
| | S-G2 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 159 | 6,29 | GFRP | 2709 | 1,7 | 40 | 540 | 284 | 147 | 5 | 73,4 | 46,0 | 116,1 | |
| | S-G2B | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 162 | 6,17 | GFRP | 2772 | 1,71 | 40 | 597 | 326 | 168 | 5 | 75,0 | 46,9 | 118,5 | |
| | S-G3 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 159 | 6,29 | GFRP | 3870 | 2,43 | 40 | 540 | 326 | 168 | 5 | 86,1 | 48,7 | 130,7 | |
| | S-G3B | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 154 | 6,49 | GFRP | 4158 | 2,7 | 40 | 597 | 336 | 173 | 5 | 87,3 | 48,0 | 131,2 | |
| Abdul Salam (2014) | GV-46 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 140 | 6,07 | GFRP | 1136 | 0,79 | 47,6 | 588 | | 118,5 | | 52,9 | 39,5 | 89,4 | |
| | GV-56 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 140 | 6,07 | GFRP | 1420 | 1,01 | 47,6 | 588 | | 105,5 | | 59,2 | 40,9 | 97,0 | |
| | GV-66 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 140 | 6,07 | GFRP | 1704 | 1,22 | 47,6 | 588 | | 118,5 | | 64,5 | 42,1 | 103,3 | |
| | GV-76 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 140 | 6,07 | GFRP | 1998 | 1,42 | 47,6 | 588 | | 163,4 | | 69,8 | 43,5 | 109,6 | |
| | CV-54 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 645 | 0,45 | 144 | 1906 | | 167,3 | | 70,2 | 44,3 | 110,8 | |
| | CV-64 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 774 | 0,54 | 144 | 1906 | | 141 | | 76,2 | 45,5 | 117,7 | |
| | CV-74 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 903 | 0,63 | 144 | 1906 | | 158,6 | | 83,0 | 47,4 | 125,9 | |
| | CV-84 | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 1032 | 0,72 | 144 | 1906 | | 157,3 | | 83,4 | 46,1 | 125,2 | |
| CV-74a | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 903 | 0,63 | 144 | 1906 | | 170,2 | | 95,5 | 53,9 | 143,0 | | |
| CV-74b | 1 | 4PB | 1000 | 200 | 143,5 | 5,92 | CFRP | 903 | 0,63 | 144 | 1906 | | 212,8 | | 99,9 | 56,1 | 149,0 | | |

G.III) Namáhání v ohybu prutu

Data v této kapitole jsou čerpána z [19] a [20].

V ohybu FRP výztuže nejsou vlákna na vnitřní straně ohybu viz obr. 45 narovnána, a pro jejich aktivaci je potřeba vnést do výztuže přetvoření. Chování vláken FRP je lineární a dříve selžou krajní vlákna, z tohoto důvodu nelze dosáhnout plné kapacity jako u přímého prutu.



Obr. 45 Schematické zakreslení průběhu vláken v ohybu z [19]

Porovnání únosnosti v ohybu je srovnáno se vzorcem.

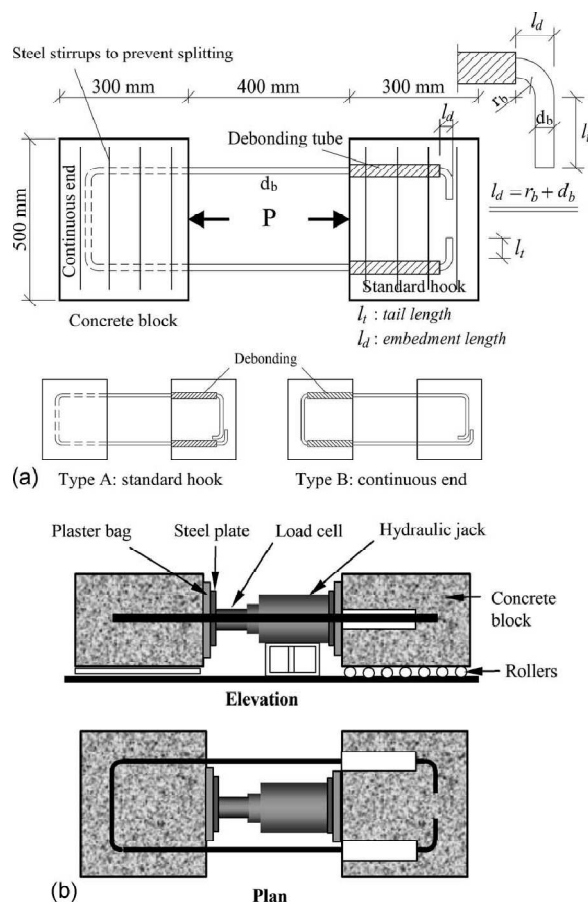
$$f_{fb} = \left(0,05 \cdot \frac{r_b}{d_b} + 0,3 \right) \cdot f_{fu} \leq f_{fu}$$

(69) [vztah 6-1, FIB bulletin No.40]

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

Při zkoušce ověřující únosnost výztuže v místě ohybu je FRP výztuž zakotvena v betonovém bloku na požadovanou délku a za ohybem separována, aby nedocházelo ke spolupůsobení prutu s betonem v rovné části. Schéma pokusu viz obrázek 46. Zkouška dle ACI 440.6M-08.



Obr. 46 Schematické zakreslení zkoušky FRP v ohybu [19]

| Zdroje | Výztuž | \varnothing [mm] | Tahová pevnost [MPa] | Modul pružnosti [GPa] | Poloměr ohybu | Začátek dilatace od ohybu | Pevnost v ohybu [MPa] | Poměr pevností v ohybu | Předpokl. ze (69) [MPa] | Poměr odhadu (69) [-] |
|--------|--------|-----------------------|----------------------------|-----------------------------|------------------|---------------------------------|-----------------------------|------------------------------|-------------------------------|-----------------------------|
| [19] | CFRP | 9,5 | 1538 | 129 | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 712 | 0,46 | 769 | 0,93 |
| | GFRP | 9,5 | 664 | 45 | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 387 | 0,58 | 332 | 1,17 |
| | GFRP | 15,9 | 599 | 43 | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 404 | 0,67 | 300 | 1,35 |
| | GFRP | 19,1 | 533 | 42 | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 310 | 0,58 | 267 | 1,16 |
| [20] | CFRP | 9,5 | 1328 | | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 789 | 0,59 | 664 | 1,19 |
| | CFRP | 12,7 | 1224 | | 4 \varnothing | 5 \varnothing | 697 | 0,57 | 612 | 1,14 |
| | CFRP | 12,7 | 1224 | | 4 \varnothing | 20 \varnothing | 1236 | 1,01 | 612 | 2,02 |

Tab. 29 Porovnání únosností v ohybu

Vzorec (69) jednou nevystihl chování výztuže na bázi uhlíku, ostatní vzorky dokázal odhadnout. Limit pevnosti v ohybu se nalézá okolo 45% tahové pevnosti přímého prutu. Vypočteny byly střední hodnoty pevnosti.

H) Závěr

Práce se zabývala návrhovým přístupem smykové únosnosti dle předpisů 1R-15, CSA S806-12 a FIB bulletin No.40, a to zejména u prvků se smykovou výztuží a prvků bez smykové výztuže. V práci je uveden teoretický přehled smykového namáhání a jednotlivých složek, které se na smykové únosnosti podílí. Poté byly představeny charakteristiky FRP a srovnány s ocelovou výztuží. Přístupy byly srovnány i z hlediska omezení maximálního dlouhodobého tahového napětí. Byly popsány jednotlivé vztahy pro výpočet smykové únosnosti, poté byly provedeny výpočty smykové únosnosti dle jednotlivých předpisů, a na straně únosnosti porovnány. Rozdílné koncepty spolehlivosti nedovolují jejich přímé srovnání. V rámci normy CSA S806-12 bylo provedeno i porovnání s příhradovou analogií u vysokého nosníku, a také zamyšlení nad redukcí únosnosti třmínků, u kterých lze očekávat úpravu jejich únosnosti.

Parametrická studie zkoumala závislosti jednotlivých únosností, které byly porovnány s experimenty v zahraničních studiích. V poslední kapitole bylo popsáno chování prutu, pokud je ohnut, a provedeno srovnání, zdali je redukce v ohybu dostatečná, s existujícími experimenty.

V současné době se z hlediska návrhu smykové únosnosti jeví jako nejvýstižnější předpis ACI a FIB, norma CSA se jeví neekonomicky. U všech předpisů lze s přibývajícími experimenty očekávat jejich změny. Velmi limitující jsou zejména ohyby samotných FRP třmínků, kde výztuž nelze zcela využít. Otázkou zůstává, zda je kulatý prut v případě třmínků ideálním řešením nebo by jej bylo lépe nahradit FRP tkaninou a pomocí třmínků pouze fixovat polohu tahové výztuže.

Praktická část diplomové práce byla navržena v souladu s platnými předpisy a znalostmi nabytými v teoretické části. Pro krátkodobou únosnost konstrukce byla v čase $t=0$ zvolena kombinace MSU, avšak v čase $t=100$ let byla zvolena kvazistálá kombinace. (Fakticky jsou vykryty i momentové obrazce charakteristické kombinace v čase $t=100$ let a to především z důvodu malého vlivu užitého zatížení a omezeného sortimentu průměru výztuže.) Při uvážení této kombinace jsem přihlédl k fyzicky možné zatížitelnosti konstrukce auty na parkovacích místech. Z pohledu ČSN EN 1990 se jedná jednoznačně o porušení MSU, nikoli MSP a měla by být použita návrhová kombinace. Jako zajímavá alternativa se jeví použití „Přílohy B“ z ČSN EN 1990, toto je ovšem nad rámec této diplomové práce, která je zaměřena především na smykové namáhání.

NORMY A LITERATURA

- [1] Krejsa M., Lausová L., Michalcová V.: Pružnost a plasticita. Skripta. VŠB-TU Ostrava 2011
- [2] Šmírák S.: Pružnost a plasticita I pro distanční studium. Skripta. VUT BRNO 1995, ISBN 80-214-0739-5
- [3] KADLČÁK, Jaroslav a Jiří KYTÝR. *Statika stavebních konstrukcí*. 3. vyd. Brno: Vutium, 2007. ISBN 978-80-214-3419-6.
- [4] Novák D., Brdečko L.: Pružnost a pevnost modul BD02 – MO1 Základní pojmy a předpoklady. Skripta. VUT BRNO 2004
- [5] PANÁČEK, Josef. Prvky betonových konstrukcí: Dimenzování betonových prvků - část 1. Modul M02. Brno, 2005.
- [6] Kompozitní výztuže: PREFA Rebar, PREFA Carb [online]. Brno: Prefa kompozity, 2015 [cit. 2018-11-14]. Dostupné z: http://www.prefa-kompozity.cz/wp-content/uploads/2015/09/katalog_kompozitni_vyztuze_cze_m.pdf
- [7] GIRGLE, FRANTIŠEK, DAVID HORÁK, VOJTĚCH KOSTIHA, JAN PROKEŠ a PETR ŠTĚPÁNEK. *Moderní kompozitní materiály jako náhrada klasické výztuže do betonu* [online]. 3.8.2015 [cit. 2018-11-14]. Dostupné z: https://imaterialy.dumabyt.cz/rubriky/materialy/moderni-kompozitni-materialy-jako-nahrada-klasicke-vyztuze-do-betonu_42548.html
- [8] BENKO, Vladimír, Juraj BILČÍK, Natálie GAŽOVICKÁ, et al. Navrhování betonových konstrukcí s FRP výztuží: Seminář ČKAIT "Kompozitní výztuže betonových konstrukcí". Brno, 2017.
- [9] FIB BULLETIN 40. FRP reinforcement in RC structures: Design and use of fibre reinforced polymer reinforcement (FRP) in reinforced concrete structures. September 2007. CEB-FIB, 2007.
- [10] ČSN EN 1992-1-1. Eurokód 2: Navrhování betonových konstrukcí: Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. Ed. 2. Praha: UNMZ, 2011.
- [11] ACI 440.1R-15. Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer (FRP) Bars. 15. USA: ACI, 2015.
- [12] CSA S806-12. Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers. 12. CA: CSA, 2012.

- [13] SEMRÁD, Karel a Csaba SZÜCS. ŘEŠENÉ PŘÍKLADY BETONOVÝCH KONSTRUKCÍ POMOCÍ PŘÍHRADOVÉ ANALOGIE [online]. G1. Praha: ČVUT, 2009 [cit. 2018-12-04]. Dostupné z: <http://concrete.fsv.cvut.cz/pomucky/>
- [14] Michaluk, C. R., Rizkalla, S. H., Tadros, G., and Benmokrane, B. (1998). "Flexural behavior of one-way concrete slabs reinforced by fiber reinforced plastic reinforcements." *ACI Struct. J.*, 95(3), 353–365.
- [15] El-Sayed, A., El-Salakawy, E., and Benmokrane, B. (2005). "Shear strength of one-way concrete slabs reinforced with fiber-reinforced polymer composite bars." *J. Compos. Constr.*, 10.1061/(ASCE)1090-0268(2005)
- [16] Jang, H., Kim, M., Cho, J., and Kim, C. (2009). "Concrete shear strength of beams reinforced with FRP bars according to flexural ratio and shear span to depth ratio." *FRPRCS-9*, Sidney, Australia.
- [16] Olivito, R. S., and Zuccarello, F. A. (2010). "On the shear behaviour of concrete beams reinforced by carbon fibre-reinforced polymer bars: An experimental investigation by means of acoustic emission technique."
- [17] Bahira Abdulsalam (2014), „BEHAVIOUR OF SHEAR CRITICAL FRP REINFORCED CONCRETE ONE-WAY SLABS“ DOI: 10.13140/RG.2.1.2783.1844
- [18] Razaqpur, G., Spadea, S. (2014), „Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Members with Stirrups“ *Journal of Composites for Construction* 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000483
- [19] Ehab A. Ahmed¹; Ahmed K. El-Sayed²; Ehab El-Salakawy³; and Brahim Benmokrane⁴. (2010), „Bend Strength of FRP Stirrups: Comparison and Evaluation of Testing Methods“ *Journal of Composites for Construction* 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000050
- [20] Ehab A. (2009) „SHEAR BEHAVIOUR OF CONCRETE BEAMS REINFORCED WITH FIBRE-REINFORCED POLYMER (FRP) STIRRUPS“ Kanada, Sherbrooke (2009)
- [21] Kala Z., Kala J.: Pružnost a pevnost modul BD02 – MO3 Složené případy namáhání prutu stabilita a vzpěrná pevnost tlačných prutů. Skripta. VUT BRNO 2004
- [22] Osobní konzultace a připomínky k práci pana Ing. Františka Girgle, Ph.D
- [23] SAEED, Yasir M.. researchgate [online]. [cit. 18.12.2018]. Dostupný na WWW: https://www.researchgate.net/figure/Typical-stress-strain-curves-for-steel-and-FRP-composite-bars_fig1_309480044
- [24] Technical Information: Schöck Combar® [online]. December 2015. Vimbacher Strasse 2: Schoeck Bauteile, 2017 [cit. 2019-01-09]. Dostupné z: <https://www.schoeck.com/en/download>

ZKRATKY A SYMBOLY

Jsou popsány při použití a jsou ve shodě s danou normou.

| | |
|--|--|
| <i>ACI</i> – americký soubor předpisů | $\eta_{env,t}$ – enviromentální |
| <i>B500B</i> – typ ocelové výztuže | redukční součinitel |
| <i>CSA</i> – kanadský soubor předpisů | Φ – redukční součinitel materiálu |
| <i>EC</i> – evropský soubor předpisů | Φ_c – redukční součinitel materiálu |
| <i>FIB</i> – mezinárodní soubor předpisů | Φ_f – redukční součinitel materiálu |
| <i>FRP</i> – nekovová kompozitní výztuž | ρ – stupeň vyztužení |
| <i>GFRP, CFRP</i> – nekovová výztuž na bázi skla, uhlíku | $\rho_{w,min}$ – minimální stupeň vyztužení třmínky |
| α – odklon třmínků | ρ_{FW} – stupeň podélného vyztužení FRP |
| α_L, α_T – koeficient teplotní roztažnosti | ϕ_ε – součinitel |
| $\alpha_{ACI}, \alpha_{EN}$ – součinitel závislý na rozptylu | dovoleného převoření v FRP |
| λ_M – ohybová štíhlost | θ – sklon tlakové diagonály |
| λ_V – smyková štíhlost | a – smykové rozpětí |
| σ – napětí | A – plocha |
| $\sigma_{1,2}$ – hlavní napětí v řezu | A_c – plocha betonového průřezu |
| ε – poměrné přetvoření | A_F – plocha podélné výztuže z FRP |
| ε_f – přetvoření FRP výztuže | A_{sl} – plocha tahová výztuže |
| ε_s – přetvoření ocelové výztuže | A_{SW} – plocha třmínků z oceli |
| ε_y – přetvoření na mezi kluzu | A_{Fv} – plocha třmínků z FRP |
| ε_l – přetvoření v podélné výztuži | $A_{sw,max}$ – maximální plocha třmínků z oceli |
| γ – smykové přetvoření | $A_{fv,min}$ – minimální plocha |
| γ_f – materiálový redukční součinitel | smykové výztuže |
| τ – smykové napětí | b – šířka |
| μ – Poissonovo číslo | |

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

b_w – nejmenší šířka v řezu

C_E – redukční součinitel prostředí

$C_{Rd,c}$ – součinitel smykové únosnosti

c_{nom} – krycí vrstva

d – účinná výška

d_v – redukováná účinná výška

d_b – průměr výztuže

E – modul pružnosti v tahu

E_f – návrhový modul pružnosti FRP

$E_{f,ave}$ – průměrný modul pružnosti FRP

E_s – modul pružnosti oceli

f_{ct} – pevnost betonu v tlaku

f_{fk0} – charakteristická

krátkodobá tahová pevnost

f_{fd} – návrhová

krátkodobá tahová pevnost

f_{bd} – návrhová

dlouhodobá tahová pevnost

f_{fu} – návrhová

krátkodobá tahová pevnost

f_{fu}^* – zaručená tahová pevnost

$f_{fs,sus}$ – únavová napětí

$f_{frp,d}$ – krátkodobá

návrhová tahová pevnost

f_{frp} – zaručená tahová pevnost

$f_{f,m}$ – střední tahová pevnost

f_{ck} – charakteristická

válcová pevnost betonu v tlaku

f_{cd} – návrhová

válcová pevnost betonu v tlaku

f_c – návrhová pevnost betonu v tlaku

f_c' – návrhová pevnost betonu v tlaku

$f_{fk,1000}$ – Charakteristická pevnost

v tahu pro čas 1000 h

f_{ywd} – návrhové

tahové napětí v třmíncích z oceli

f_{fw} – návrhové

tahové napětí v třmíncích z FRP

f_{Fu} – návrhové

tahové napětí v třmíncích z FRP

F_f – síla v FRP výztuži

F_s – síla v ocelové výztuži

G – modul pružnosti ve smyku

I_y – kvadratický moment

k – součinitel výšky

k – součinitel tlačené výšky

k_m, k_r, k_a, k_s – součinitel

smykové únosnosti

l – délka

l_{thf} – kotevní délka

Δl – změna délky

M – ohybový moment

M_f – návrhový ohybový moment

n – exponent vlivu

n – počet třmíneků

N, V, H – síly v příslušném směru

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Využití moderních kompozitních materiálů při návrhu betonových konstrukcí

N_{Ed} – normálová síla

n_f – pracovní součinitel

Q – smyková síla

R_{10} – redukční tahový součinitel

za logaritmickou dekádu

r_b – poloměr ohybu

s – podélná vzdálenost třmínků

S_y – statický moment

$s_{l,max}$ – maximální podélná

vzdálenost třmínků

$s_{t,max}$ – maximální vzdálenost

větvi třmínku

s_{max} – maximální podélná

vzdálenost třmínků

V – posouvající síla

V_{Ed} – návrhová posouvající síla

V_u – návrhová posouvající síla

V_f – návrhová posouvající síla

V_c – smyková únosnost betonu

V_r – návrhová smyková únosnost

V_{SF} – smyková únosnost třmínků

V_f – únosnost třmínků

V_n – smyková výztuž s třmínky

v_{min} – minimální smykové napětí

$V_{n,max}$ – maximální smyková únosnost

$V_{Rd,s}$ – návrhová smyková únosnost

$V_{Rd,f}$ – návrhová smyková únosnost s FRP

$V_{r,max}$ – maximální smyková únosnost

V_{cr} – smyková síla

na mezi vzniku trhlin

$V_{Rd,c}$ – návrhová únosnost ve smyku

bez smykové výztuže pro ocel

V_{ef} – návrhová únosnost ve smyku

bez smykové výztuže pro FRP

$V_{Rd,max}$ – tláková únosnost

betonové diagovály

v_1 – redukční součinitel betonu,

x_r – výška neporušené oblasti

z – rameno vnitřních sil

SEZNAM PŘÍLOH

P1 – Použité podklady

P2 – Výkresy řešeného konstrukčního prvku

P3 – Statický výpočet